

# Vereinfachende Regeln für die Brandschutzbemessung von Holz und Holzverbindungen

**T 2142**

T 2142

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprototechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprototechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

Vervielfältigung, auch auszugsweise,  
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

**Fraunhofer IRB Verlag**

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69  
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12  
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00  
Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail [irb@irb.fraunhofer.de](mailto:irb@irb.fraunhofer.de)

[www.baufachinformation.de](http://www.baufachinformation.de)

**FORSCHUNGS-AUFTRAG**  
**VEREINFACHENDE REGELN FÜR DIE BRANDSCHUTZ-**  
**BEMESSUNG VON HOLZ UND HOLZVERBINDUNGEN.**

**Juni 1989**

**Dr. M. Kersken-Bradley**  
**Prof. W. Klingsch**  
**Dr. H. Witte**

**Auftraggeber: DGfH**  
**Forschungsauftrag: IfBt**

### Zusammenfassung

In Ergänzung zu DIN 1052 (Holzbauwerke) und DIN 4102, Teil 4 (Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen, Zusammenstellung und Anordnung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile) sind einfache Bemessungsregeln erstellt worden. Die Regeln gelten für Holz und Holzverbindungen unter Brandbeanspruchung und sind auf Nadelholz und BSH begrenzt. Es handelt sich um ungeschützte und geschützte Holzverbindungen. Der Forschungsbericht wird ergänzt durch eine umfangreiche Dokumentation.

### Summary

In addition to DIN 1052 (Timber Structures) and DIN 4102, Part 4 (Behaviour in Fire) simple calculation rules are elaborated for timber and connections of timber under fire condition. The rules are valid for timber of conifers. In addition to this report a voluminous report of documentation is existing.

### Résumé

Ce rapport est un supplément à DIN 1052 (Ouvrages de Bois) et DIN 4102 (Résistance au Feu) avec simple méthodes de calcul pour constructions de bois, spécialement pour jonctions et la résistance au feu. Les méthodes sont développées pour bois des conifères. Il y a un complément avec des documents pour ce rapport.

# GLIEDERUNG

## TEIL I

### BEMESSUNGSREGELN

1. Anwendungsbereich
2. Geltungsbereich
3. Allgemeines
4. Dübelverbindungen mit Einlaß- und Einpreßdübeln
  - 4.1 Ungeschützte Dübelverbindungen
  - 4.2 Sicherung durch zusätzliche Schraubnägel
  - 4.3 Schutz durch eingeleimte Holzscheiben oder vorgeheftete Bretter
  - 4.4 Mindest-Holzabmessungen
  - 4.5 Kippsicherung ausschließlich durch Schraubnägel
5. Stabdübel- und Bolzenverbindungen
  - 5.1 Stabdübel
    - 5.1.2 Schutz durch eingeleimte Holzscheiben oder vorgeheftete Laschen
    - 5.1.3 Mindest-Holzabmessungen
  - 5.2 Bolzen
    - 5.2.1 Ungeschützte Bolzenverbindungen
    - 5.2.2 Schutz durch eingeleimte Holzscheiben oder vorgeheftete Bretter
    - 5.2.3 Mindest-Holzabmessungen
6. Nagelverbindungen
  - 6.1 Ungeschützte Nagelverbindungen
  - 6.2 Schutz durch vorgeheftete Decklaschen

- 6.3 Mindest-Holzabmessungen
- 6.4 Nagelverbindungen mit innenliegenden Stahlblechen
  
- 7. Verbindungen mit Stahlblechen
- 7.1 Innenliegende Stahlbleche
- 7.2 Außenliegende Stahlbleche

## TEIL II

### DOKUMENTATION

- 1. Einleitung
  
- 2. Stand der Technik
- 2.1 Verbindungen nach DIN 4102
- 2.2 Ergänzung durch das Holz-Brandschutz-Handbuch
- 2.3 Prüfberichte der MPA Braunschweig
- 2.4 Deutsch-sprachiges Ausland
- 2.4.1 Österreich
- 2.4.2 Schweiz
- 2.5 Andere Länder
  
- 3. Thermo/mechanische Eigenschaften der Bau- und Werkstoffen
- 3.1 Abbrandraten von Holz und Holzwerkstoffen
- 3.1.1 Einflußgrößen
- 3.1.2 Temperaturbeanspruchung nach EKS bzw. ISO-Standard 834
- 3.1.3 Natürliche Brandbeanspruchung
- 3.1.4 Zusammenhang zwischen Brandbeanspruchung nach ETK (ISO 834) und natürliche Brandbeanspruchung

- 3.1.5 Vorhandene Normen und Empfehlungen
- 3.1.6 Abbrandraten in diesem Bericht
- 3.2 Temperaturabhängige Festigkeitseigenschaften von Holz und Holzwerkstoffen
- 3.3 Temperaturabhängige Stahleigenschaften
  - 3.3.1 Vorbemerkungen
  - 3.3.2 EKS empfehlungen
  - 3.3.3 Neuere Entwicklungen
- 4. Stabdübelverbindungen
  - 4.1 Allgemeines
  - 4.2 Grundlagen für die Berechnung
    - 4.2.1 Stahltemperaturen
    - 4.2.2 Tragverhalten von Stabdübeln
    - 4.2.3 Beanspruchungszustände bei Brandbeanspruchung
  - 4.3 Nachrechnung der Prüfungen und Varianten
    - 4.3.1 Stabdübelverbindung mit innenliegenden Zuglasche aus Vollholz  
(Untersuchungsbericht 81 1114)
    - 4.3.2 Stabdübelverbindung mit innenliegenden Zuglasche aus Bau-Fuerniersperrholz aus Buche AW-100  
(Untersuchungsbericht 83 168)
    - 4.3.3 Stabdübelverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Stahlblech  
(Untersuchungsberichte 81 1115 und 83 169)
    - 4.3.4 Zuggliedanschluß mit durch eingeleimte Holzscheiben geschützte Stabdübeln  
(Untersuchungsbericht 77 169)
    - 4.3.5 Anschluß Träger-Stütze mit durch eingeleimte Holzscheiben geschützte Stabdübel  
(Untersuchungsberichte 78 710 und 81 1111)
  - 4.4 Maßgebende Parameter für Beurteilung der Steifigkeit

- 4.5 Mindestwerte für die Seitenholzdicke und Randabstände Seitenholz
- 4.6 Schutz des Stabdübels mit eingeleimten Holzscheiben
- 4.7 Einfluß Stabdübel-Überstand
- 5. Bolzen; Dübel- und Nagelverbindungen
  - 5.1 Bolzenverbindungen
    - 5.1.1 Temperaturverhalten
    - 5.1.2 Verhalten tragender Bolzenverbindungen
    - 5.1.3 Bolzen und Lagesicherung
    - 5.1.4 Geschützte Bolzenverbindungen
    - 5.1.5 Holzabmessungen, Randabstände
    - 5.1.6 Zusammenfassung
  - 5.2 Dübelverbindungen
    - 5.2.1 Temperaturverhalten
    - 5.2.2 Verhalten tragender Dübelverbindungen-  
ungeschützt
    - 5.2.3 Schutz durch zusätzliche (Schraub-)Nägel
    - 5.2.4 Schutz durch eingeleimte Holzscheiben  
oder Bretter
    - 5.2.5 Dübel mit Schraubnägeln
    - 5.2.6 Holzabmessungen, Randabstände
  - 5.3 Nagelverbindungen
    - 5.3.1 Temperaturverhalten
    - 5.3.2 Tragverhalten
    - 5.3.3 Verbindungen mit Stahlblechen
    - 5.3.4 Schutz durch Decklaschen
    - 5.3.5 Nagelverbindungen zur Lagesicherung
    - 5.3.6 Mindest-Holzabmessungen
    - 5.3.7 Anmerkung zur Schraubnägeln

- 6.     **Stahlbleche**
- 6.1    **Eingeblattete Stahlbleche**
- 6.1.1  **Temperaturverhalten**
- 6.2    **Außenliegende Stahlbleche**
  
- 7.     **Sonstige Verbindungen**
- 7.1    **Vorbemerkung**
- 7.2    **Generelle Regeln**
- 7.3    **Versätze**
- 7.4    **Klemmbolzenverbindung**
- 7.5    **Gelenkverbindungen in Balken**
- 7.6    **Außenliegende Bleche**
  
- 8.     **Literaturverweise**

**TEIL I**

**BEMESSUNGSREGELN**

## BEMESSUNGSREGELN FÜR MECHANISCHE VERBINDUNGEN NACH DIN 1052 TEIL 2

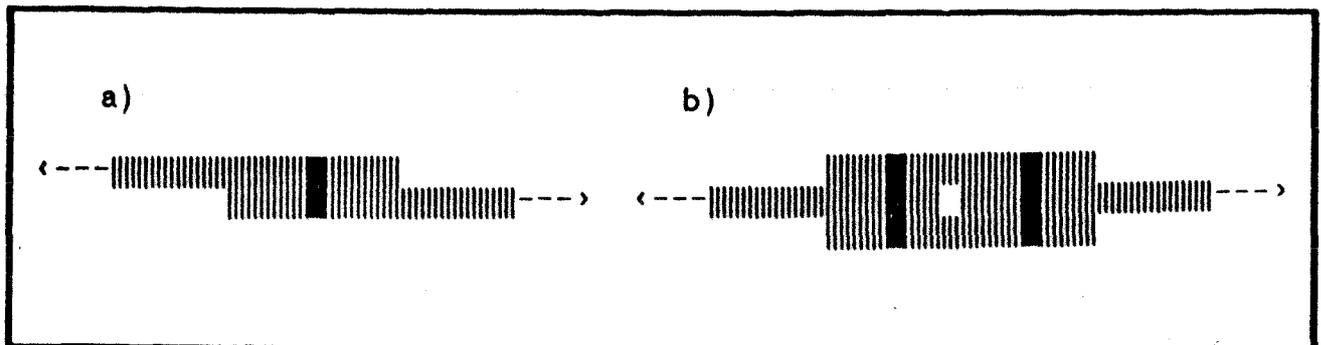
### 1. ANWENDUNGSBEREICH

Diese Regeln gelten in Verbindung mit DIN 1052 Teil 1, 2 und 3 sowie DIN 4102 Teil 2. Sie gelten für Verbindungen mit Nadelhölzern (und BSH). Für Verbindungen mit Laubhölzern und Holzwerkstoffen gelten die Regeln nur, wenn dies ausdrücklich erwähnt wird.

### 2. GELTUNGSBEREICH

Die Regeln gelten nicht für mechanische Verbindungen, die in Axialrichtung beansprucht werden und/oder bei denen die Seitenhölzer in der Scherfläche planmäßig biegebeansprucht sind (z.B. nicht für Verbindungen mit nur einer Scherfläche nach Bild (2.1a)).

- Bild (2.1) a) Verbindung mit Biegebeanspruchung der Seitenhölzer hier nicht geregelt  
b) Verbindung ohne Biegebeanspruchung der Seitenhölzer



### 3. ALLGEMEINES

Die angeschlossenen Bauteile sind grundsätzlich nach ... (z.B. EC 5 Teil X, z.Zt. Entwurf) brandschutztechnisch nachzuweisen.

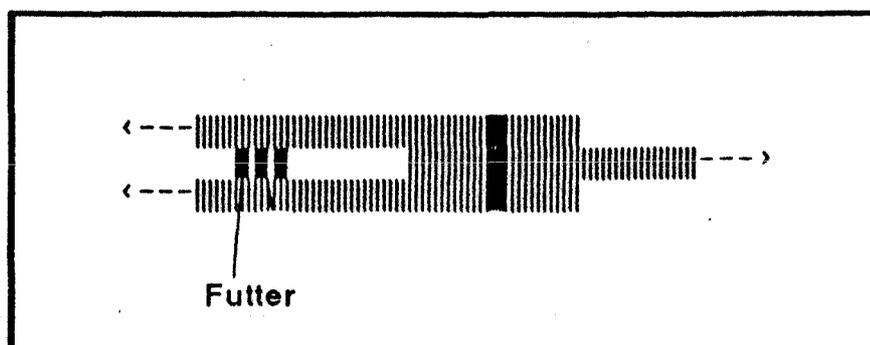
Beim Nachweis der Holzquerschnitte des Anschlusses ist für ungeschützte Oberflächen grundsätzlich ein entsprechender Abbrand anzusetzen. Für Oberflächen, die durch angrenzende Bauteile zwar geschützt sind, die aber bei großen Verformungen aufgrund von Spaltenbildung dann freiliegen, ist ebenfalls eine entsprechender Abbrand anzusetzen.

Desweiteren ist bei der konstruktiven Durchbildung zu berücksichtigen:

- Schwinden der Hölzer aufgrund Feuchtigkeitsabfall bei Brandbeanspruchung (Schwindmaß örtlich bis zu 2.5 %)
- Rißbildung wegen behinderter Schwindverformungen und ungleichförmiger Feuchtigkeitsverteilung innerhalb der Bauteile und während des Brandverlaufs
- erhöhte Abbrandraten im Bereich von Rissen
- größere Verformungen der angeschlossenen Bauteile
- Abwölben von Laschen wegen ungleichförmiger Temperatur- und Feuchtigkeitsverteilung, ggf. gefördert durch exzentrische Krafteinleitung

Für Verbindungen bei denen die Seitenhölzer aufgrund von Imperfektionen in der Scherfläche biegebeansprucht werden können (z.B. bei Zangen), sind für eine Klassifizierung der Verbindung als  $\geq F 30$  in der Regel Futterhölzer nach Bild (3.1) anzuordnen.

Bild (3.1) Anordnung von Futterhölzern bei Zangen



Sofern in diesen Regeln auf vorh N und zul N Bezug genommen wird, ist vorh N nach DIN 1052 Teil 2, Abschnitte 4 und folgende zu bestimmen.

Die in den folgenden Regeln angegebenen geringeren Anforderungen für mechanische Verbindungen zur Lagesicherung (bei Auflagern und Kontaktstößen) gelten nur dann, wenn auch unter Berücksichtigung großer Verformungen im Brandfall die Verbindung nur der Lagesicherung dienen.

#### 4. DÜBELVERBINDUNGEN MIT EINLAß- UND EINPREßDÜBELN NACH DIN 1052 TEIL 2, ABSCHNITT 4

##### 4.1 Ungeschützte Dübelverbindungen

Die Feuerwiderstandsdauer ungeschützter Dübelverbindungen, mit Schraubenbolzen bzw. Sechskantschrauben darf wie folgt abge-

schätzt werden (Zug- und Druckanschlüsse)

$$t_f = 15 * \sqrt{\alpha_1} * \sqrt{\alpha_2} \leq 30 \text{ Min.}$$

mit

$$\alpha_1 = \text{zul } N / \text{vorh } N$$

$$\alpha_2 = \text{vorh } a_s / \text{erf } a_s \leq 2$$

wobei erf  $a_s$  die erforderliche Seitenholzdicke nach DIN 1052 Teil 2, Abschnitt 4, jedoch mindestens 60 mm. Bei Anordnung eines Klemmbolzens nach DIN 1052 Teil 2 Abschnitt 4.1.3 darf grundsätzlich

$$\alpha_2 = \sqrt{2}$$

gesetzt werden.

Hiervon abweichend, darf für verdübelte Balken eine Feuerwiderstandsdauer von 30 (bzw. 60) Minuten angesetzt werden, sofern die Holzabmessungen nach Abschnitt 4.4 eingehalten werden.

Für Dübelverbindungen zur Lagesicherung bei Auflagern und Kontaktstößen kann eine Feuerwiderstandsdauer von 30 (bzw. 60) Minuten angesetzt werden, sofern die Holzabmessungen nach Abschnitt 4.4 eingehalten werden.

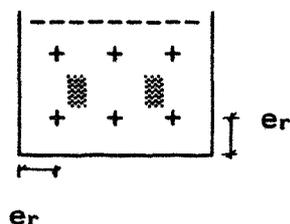
#### 4.2 Sicherung durch zusätzliche Schraubnägel

Durch Verwendung zusätzlicher Schraubnägel zur Sicherung von Seitenhölzern bzw. Laschen bei Zug- und Druckanschlüssen kann  $F_{30}$  für  $N = \text{zul } N$  erreicht werden, wenn

- die Schraubnägel mindestens eine Einbindetiefe von  $(8 * d_n)$  ins Mittelholz aufweisen
- sie einen Mindestabstand von  $e_r = 40 \text{ mm}$  aufweisen
- bei Anschlüssen mit einem Dübel je Scherfuge
  - \* 4 Schraubnägel vorgebohrt oder
  - \* 6 Schraubnägel nicht vorgebohrt

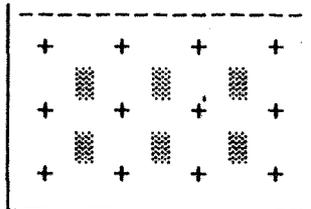
verwenet werden.

Bild 4.1 Sicherung eines Dübels durch Schraubnägel



Bei Anschlüssen mit mehreren Dübeln neben- oder hintereinander in Kraftrichtung genügt folgende Nagelanordnung:

Bild (4.2) Anordnung von Schraubnägeln bei mehreren Dübeln



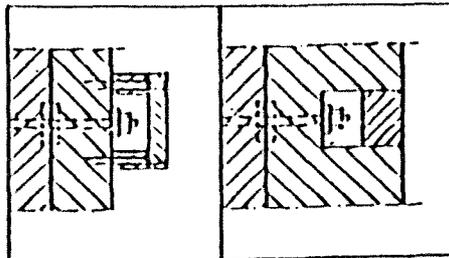
#### 4.3 Schutz durch eingeleimte Holzscheiben oder vorgeheftete Bretter

Für Zug- und Druckanschlüsse mit Bolzenköpfen, die nach Bild (4.3) eingelassen sind, und durch eingeleimte Holzscheiben oder vorgeheftete Bretter geschützt sind, gelten folgende Mindestdicken für die Scheiben bzw. Bretter:

F 30:  $t = 1 \text{ cm}$

F 60:  $t = 3 \text{ cm}$

Bild (4.3) Schutz der Bolzenköpfe



#### 4.4 Mindestholzabmessungen

Mit Bezug auf DIN 1052 Teil 2, Abschnitt 4.3.7, insbesondere Bild 10 gelten folgende Randabstände:

$$e_{r,f} = (0.8 * e_r) + (\beta * t_f)$$

wobei  $e_r$  Randabstand nach DIN 1052

Für die Mindest-Seitenholzdicke gilt:

$$a_s = (0.8 * a) + (\beta * t_f) \geq a \quad \text{nach DIN 1052 Teil 2,}$$

Tab. 4-6

aber mindestens 60 mm

wenn nicht aufgrund der Bauteilbemessung nach ... größere Abmessungen erforderlich.

Dabei ist der Abbrand ( $\beta * t_f$ ) nur für ungeschützte Ränder und Flächen in Rechnung zu stellen. Allerdings ist bei Rändern, die aufgrund von Spaltenbildung im Zuge brandbedingter Verformungen dem Feuer ausgesetzt sein können, der halbe Abbrand ( $\beta * t_f$ )/2 anzurechnen.

#### 4.5 Kippsicherung ausschließlich durch Schraubnägel

Sofern im Rahmen des Anwendungsbereichs von DIN 1052 Teil 2, Abschnitt 4.3.5 eine Kippsicherheit der Dübel ausschließlich mit Schraubnägeln erfolgt, dürfen die dübelverbindungen ohne weitere Anforderungen an die Schraubnägeln als F 30 bewertet werden; für die Randabstände der Schraubnägeln gelten die Festlegungen von Abschnitt 6. Für die Seitenholzabmessungen ist der ungünstigere Wert der Abschnitt 4.4 und 6. maßgebend.

### 5. STABDÜBEL- UND BOLZENVERBINDUNGEN

#### 5.1 Stabdübel

Ungeschützte Stabdübelverbindungen bei Zug- und Druckanschlüssen sowie Rahmenecken, gelten für  $N = \text{zul } N$  als F 30 wenn folgende Voraussetzungen eingehalten werden:

- Länge des Stabdübels  $l \geq 120$  mm

- $d/a_s \geq$	[	0.20 $\sqrt{a_m/a_s} * f(1)$	für MH und SH parallel zur Faser
		0.16 $\sqrt{a_m/a_s} * f(1)$	für MH und/oder SH senkrecht zur Faser
		0.18 $\sqrt{a_m/a_s} * f(1)$	für MH und/oder SH als Sperrholzplatte
		0.10 $* f(1)$	für MH als Stahlblech, SH senkrecht oder parallel zur Faser

für NH und BSH; für Laubhölzer sind die Grenzwerte um 15 % zu erhöhen.  $f(1)$  ist Bild (5.1) zu entnehmen.

Diese Bedingungen gelten für stabdübel ohne Überstand. Für Stabdübel mit 5 mm Überstand gelten diese Bedingungen dann, wenn statt  $l$  die fiktive Länge

$$l' = 0.6 * l$$

zur Bestimmung von  $f(l)$  eingeführt wird. Die zugehörige Mindest-Stabdübellänge für F 30 beträgt dann 200 mm.

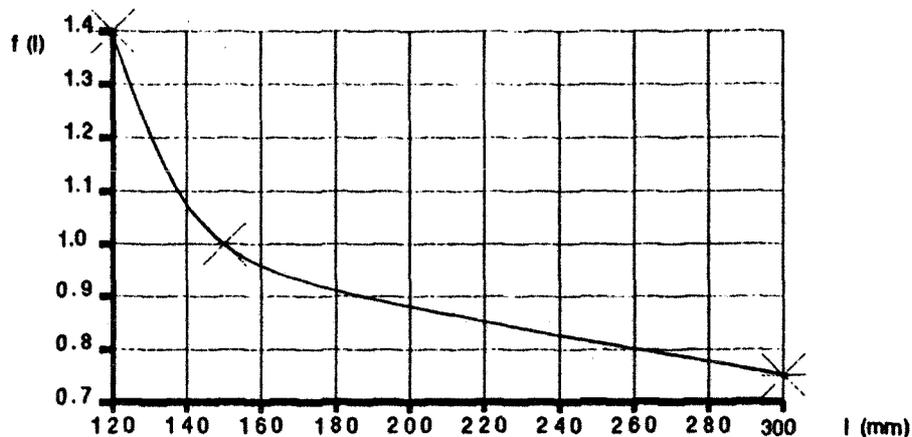
Für das  $d/a_s$  kleiner als die maßgebenden Grenzwerte, ist (für F 30) die Belastung je Stabdübel wie folgt abzumindern

$$N = \alpha_3 * \text{zul } N$$

mit  $\alpha_3 = \text{vorh}(d/a_s) / \text{erf}(d/a_s)$

Für Stabdübelverbindungen zur Lagesicherungen bei Auflagern und Kontaktstößen kann eine Feuerwiderstandsdauer von 30 (bzw. 60) Minuten angesetzt werden, sofern die Holzabmessungen nach Abschnitt 5.1.3 eingehalten werden.

Bild (5.1) Faktor  $f(l)$  zur Berücksichtigung des Einflusses der Stabdübellänge auf die Stahltemperatur



### 5.1.2 Schutz durch eingeleimte Holzscheiben oder vorgeheftete Laschen

Werden Stabdübel durch eingeleimte Holzscheiben oder vorgeheftete Laschen (bzw. stehengelassenes Holz) nach Bild 5.2 geschützt, darf die Feuerwiderstandsdauer wie folgt abgeschätzt werden

$$t_f = 30 * \sqrt{\alpha_3} + (15 * t) \leq 30 * \sqrt{\alpha_3} \quad (\text{Min.})$$

mit

$$\alpha_3 = \text{vorh}(d/a_s) / \text{erf}(d/a_s)$$

wobei

$\text{erf}(d/a_s)$  unter Berücksichtigung der vorhandenen Last

bestimmt werden darf

$t$  Dicke der Holzscheibe bzw. des stehengelassenen Holzes  
 $\alpha_3^\circ$  wie  $\alpha_3$ , ermittelt jedoch für  $f(1) = 0.25$

Anmerkung: Hier dürfen auch Zangenverbindungen nach Bild (3.1) ohne Futter eingesetzt werden; hierfür ist  $\alpha_3^\circ$  für  $f(1) = 0.75$  zu ermitteln

### 5.1.3 Mindest-Holzabmessungen

Mit Bezug auf DIN 1052 Teil 2, Abschnitt 5.7, insbesondere Bild 11 und Tabelle 9 gelten folgende Randabstände:

$$e_{r, f} = (0.8 * e_r) + (\beta * t_f)$$

wobei  $e_r$  Randabstand nach DIN 1052.

Die Mindest-Seitenholzdicke beträgt  $a_s = 50$  mm, wenn nicht aufgrund der Bauteilbemessung nach Abschnitt 1 hier, größere Abmessungen erforderlich sind.

Dabei ist der Abbrand ( $\beta * t_f$ ) nur für ungeschützte Ränder und Flächen in Rechnung zu stellen. Allerdings ist bei Rändern, die aufgrund von Spaltenbildung im Zuge brandbedingter Verformungen dem Feuer ausgesetzt sein können, der halbe Abbrand ( $\beta * t_f$ )/2 anzurechnen.

## 5.2 Bolzen

### 5.2.1 Ungeschützte Bolzenverbindungen

Ungeschützte Bolzenverbindungen erreichen eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten nur bei erheblicher Lastabminderung:

$$N = 0.25 \text{ zul } N$$

Für Bolzenverbindungen zur Lagesicherung bei Auflagern und Kontaktstößen, kann eine Feuerwiderstandsdauer von 30 (bzw. 60) Minuten angesetzt werden, sofern die Holzabmessungen nach Abschnitt 5.2.3 eingehalten werden.

### 5.2.2 Schutz durch eingeleimte Holzscheiben oder vorgeheftete Bretter

Werden die Bolzenköpfe durch eingeleimte Holzscheiben oder vorgeheftete Bretter (bzw. stehengelassenes Holz) - vgl. Bild (4.3) geschützt, gelten folgende Mindestdicken für die Scheiben bzw. Bretter:

F 30:  $t = 1 \text{ cm}$

F 60:  $t = 3 \text{ cm}$

Dabei darf die Verbindung dann für  $N = \text{zul } N$  ausgelastet werden.

### 5.2.3 Mindest-Holzabmessungen

Mit Bezug auf DIN 1052 Teil 2, Abschnitt 5.7, insbesondere Bild 12 und Tabelle 9 gelten folgende Randabstände:

$$e_{r,f} = (0.8 * e_r) + (\beta * t_f)$$

wobei  $e_r$  Randabstand nach DIN 1052.

Dabei ist der Abbrand ( $\beta * t_f$ ) nur für ungeschützte Ränder und Flächen in Rechnung zu stellen. Allerdings ist bei Rändern, die aufgrund von Spaltenbildung im Zuge brandbedingter Verformungen dem Feuer ausgesetzt sein können, der halbe Abbrand ( $\beta * t_f$ )/2 anzurechnen.

Die Mindest-Seitenholzdicke beträgt  $a_s = 60 \text{ mm}$ , wenn nicht aufgrund der Bauteilbemessung nach ... größere Abmessungen erforderlich sind.

## 6. NAGELVERBINDUNGEN

### 6.1 Ungeschützte Nagelverbindungen

Ungeschützte Nagelverbindungen können für  $N = \text{zul } N$  als F 30 bewertet werden, wenn die Nägel folgende Bedingungen genügen:

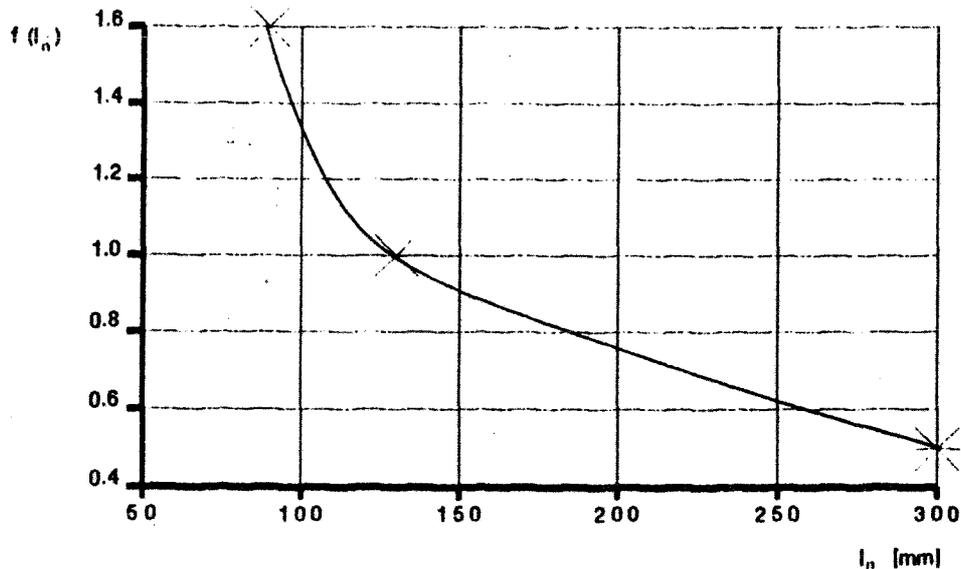
- $l_n \geq 90 \text{ mm}$
- für  $d_n \geq 4.6 \text{ mm}$  nur vorgebohrte Nägel
- $d_n/a_s \geq 0.1 * f(l_n)$   
mit  $f(l_n)$  nach Bild (6.1)

Für  $d_n/a_s$  kleiner als o.g. Grenzwert ist die Nagelbelastung wie folgt abzumindern:

$$N = \alpha_3 * \text{zul } N$$

mit  $\alpha_3 = \text{vorh}(d/a_s) / \text{erf}(d/a_s)$

Bild (6.1) Faktor  $f(l_n)$  zur Berücksichtigung des Einflusses der Nagellänge auf der Stahltemperatur



Für Verbindungen mit eingeblatteten Stahlblechen siehe Abschnitt 6.4 und 7.1.

In Verbindung mit den Mindest-Seitenholzabmessungen nach Abschnitt 6.3, erreichen nicht-vorgebohrte Nagelverbindungen F 30 nur mit Lastabminderung.

Für Nagelverbindungen zur Lagesicherung bei Auflagern und Kontaktstößen, kann eine Feuerwiderstandsdauer von 30 (bzw. 60) Minuten angesetzt werden, sofern die Holzabmessungen nach Abs. 6.3 eingehalten werden. Dabei sind folgende Nagellängen einzuhalten:

F 30:  $l_n \geq 65$  mm  
 F 60:  $l_n \geq 90$  mm

## 6.2 Schutz durch vorgeheftete Decklaschen

Werden Nagelverbindungen durch vorgeheftete Decklaschen geschützt, gelten folgende Mindestdicken für die Decklaschen:

F 30:  $t = 1$  cm  
 F 60:  $t = 3$  cm

Sie sind mit Nägeln  $l_n \geq 65$  mm zu befestigen, mit einer Einbindetiefe in das tragende Holz von Mindestens  $(8 \cdot d_n)$ . Es ist je 150 cm<sup>2</sup> Decklasche ein Nagel vorzusehen. Der Randabstand der Heftnägel soll mindestens  $e_r = \beta \cdot t_f$  betragen.

## 6.3 Mindest-Holzabmessungen

Mit Bezug auf DIN 1052 Teil 2, Tabelle 11 gelten folgende Randabstände

- vorgebohrt  

$$e_{r,f} = (0.8 * e_r) + (\beta * t_f)$$
- nicht vorgebohrt  

$$e_{r,f} = e_r + (\beta * t_f)$$

wobei  $e_r$  die Randabstände nach DIN 1052 Teil 2, Tabelle 11.

Zusätzlich ist zu beachten:

- Abstand des Schwerpunktes der Verbindung zum beanspruchten Rand:
  - \* senkrecht zur Faser  $\geq b/2$
  - \* parallel zur Faser  $50 d_n$
- Mindestabmessungen der Seitenhölzer:
  - \* nicht vorgebohrt:  $\min a + (\beta * t_f)$   
 mit  $\min a$  nach DIN 1052 Teil 2, Abschnitt 6.2.3
  - \* vorgebohrt:  $(0.8 * \min a) + (\beta * t_f)$

#### 6.4 Nagelverbindungen mit innenliegenden Stahlblechen

Unbeschadet der Regelungen von Abschnitt 6.1 dürfen Nagelverbindungen mit innenliegenden Stahlblechen als F 30 für N = zul N beurteilt werden, sofern

- $l_n \geq 90$  mm
- und die Holzabmessungen nach Abschnitt 6.3 eingehalten werden.

Für die Bleche vergleiche Abschnitt 7.1.

### 7. VERBINDUNGEN MIT STAHLBLECHEN

#### 7.1 Innenliegende Stahlbleche

Für innenliegende Stahlbleche nach Bild (7.1a) gelten folgende Abmessungen:

F 30:  $l \geq 120$  mm

F 60:  $l \geq 280$  mm

Für Stahlbleche nach Bild (7.1b) mit 5 mm Überstand gilt:

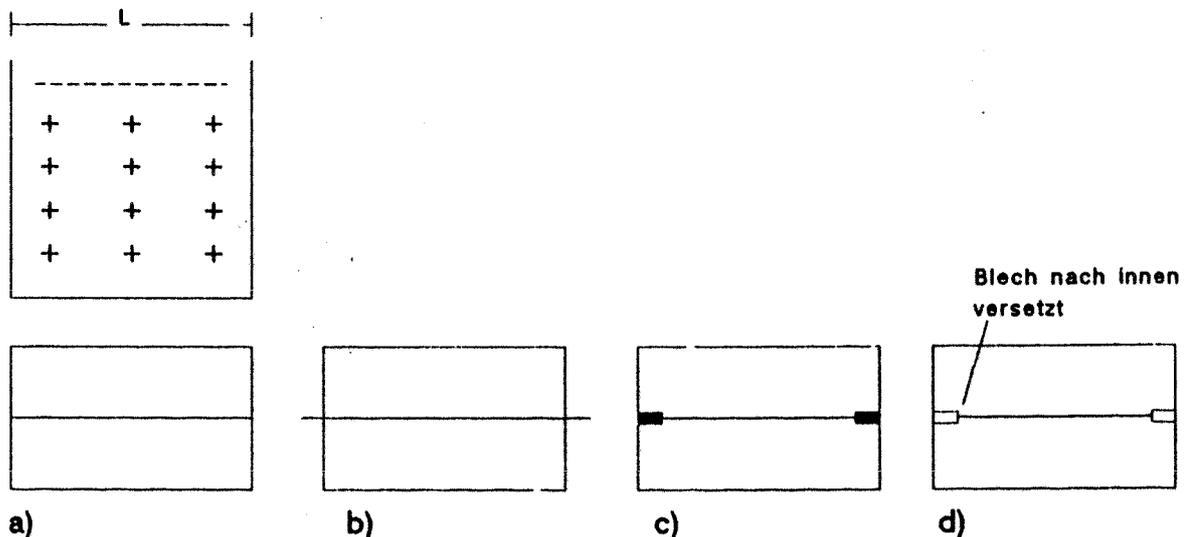
F 30:  $l \geq 200$  mm

F 60:  $l \geq 330$  mm

Für Bleche die durch Holzleisten geschützt sind, erhöht sich die Feuerwiderstandsdauer näherungsweise um 15 Minuten je cm Holzleiste.

Für Bleche mit Brandbeanspruchung an 3 Rändern ist zumindest der 3. Rand entweder durch Holzleisten zu schützen oder nicht-bündig (nach innen versetzt) gemäß Bild (7.1d) auszuführen. Andernfalls gelten o.g. Abmessungen statt für F 60 für F 30.

Bild (7.1) Verschiedene Ausführungen bei innenliegenden Stahlblechen



Für die Bemessung der Stabdübel, siehe Abschnitt 5.1.1 und der Nägel, siehe Abschnitt 6.4.

## 7.2 Außenliegende Stahlbleche

Für außenliegende Stahlbleche kann F 30 nur durch entsprechende Anstriche erreicht werden.

TEIL II

DOKUMENTATION

## 1. Einleitung

Die Erfüllung der in Gesetzen, Verordnungen und Verwaltungsvorschriften verankerten bauaufsichtlichen Anforderungen kann seit der Einführung der DIN 1042, Teil 4, als technische Baubestimmung (Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen, Zusammenstellung und Anwendung klassifizierten Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile) in einfache Form nachgewiesen werden. DIN 4102, Teil 4 ermöglicht eine Bemessung von tragenden und nichttragenden Bauteilen für die jeweils geforderte Feuerwiderstandsklasse. Für den Holzbau wurden in der Norm eine Vielzahl von Wand-, Decken- und Dachkonstruktionen sowie Balken- und Stützen bzw. Zuggliedquerschnitten angegeben. Für den Bereich "Holzverbindungen" gibt die Norm jedoch lediglich 20 genau spezifizierte Verbindungsarten an, die sich auf die Feuerwiderstandsklassen F30 bis F60 verteilen. Hierbei sind die aus den Versuchen stammenden Randbedingungen hinsichtlich Verbindungsmittel, Randabstände, Belastungen, Werkstoffgüten, usw. festgeschrieben worden.

In der Praxis besteht jedoch eine größere Vielfalt von Konstruktionssystemen und Verbindungsarten. Eine Beurteilung solcher Lösungen für eine Klassifizierung nach DIN 4102 ist z. Zt. nur durch Versuche oder durch Gutachten einer amtlichen Prüfstelle möglich.

Die hier vorliegende Arbeit interpoliert mit Hilfe von Rechenverfahren, die auf den Basis von Ergebnissen aus Versuchen nach DIN 4102 entwickelten Rechenverfahren die Tragfähigkeit von Verbindungen mit Variationen der Konstruktionsparametern. Durch die punktuelle Absicherung der Ergebnisse nach amtlichen Prüfberichten bleiben die Vorschläge für die Bemessung auf der Basis der DIN 4102.

Da es sich um "vereinfachte" Regeln handelt, liegen die Ergebnisse auf der sicheren Seite, d.h. ein genaueres Nachweisverfahren kann u.U. günstigere Werte liefern.

Die vorliegende Arbeit entstand wie folgt:

### Konzept und Auftragserteilung:

Entwicklungsgemeinschaft Holzbau in der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung e.V., München

### Durchführbarkeitsstudie 1986:

INSTRUCT Ingenieur GmbH, Wiesbaden

### Finanzierung:

Institut für Bautechnik, Berlin

### Durchführung:

Frau Dr.-Ing. M. Kersken-Bradley, München  
Prof. Dr.-Ing. W. Klingsch, Wuppertal  
Dr.-Ing. H. Witte, Wiesbaden

**Beratende Arbeitsgruppe:**

Dr. Becker, Cyron, Prof. Hartl, Irmschler, Moser, Prof.  
Scheer, Tebbe, Dr. Topf, u.a.

**Danksagung:**

Frau Dipl.-Ing. Marta Mayr sei für die sorgfältige Durchführung  
der Programmier- und Zeichenarbeiten herzlichst gedankt.

## 2. STAND DER TECHNIK

### 2.1 Verbindungen nach DIN 4102

In DIN 4102, Teil 4 /3/ sind folgende Verbindungen nach F30 und F60 klassifiziert:

**Tabelle 73:** Mindestabmessungen von auf Druck und/oder Abscheren beanspruchten Holzverbindungen

1. Einteilige Stützen zwischen Doppelträgern,
  - 1.1 Anschluß mit Stabdübeln
  - 1.2 Anschluß mit Dübeln und Bolzen,
2. Rechteckstützen mit eingeblatteten, durchgeführten Balken,
3. I-Stützen mit durchgeführten Balken,
  - 3.1 Anschluß mit Nägeln,
  - 3.2 Anschluß mit Bolzen,
4. Einteilige Stützen mit aufgesetzten Balken,
5. Einteilige Stützen - Zugankerverbindung mit Balken,
6. Einteilige Stützen - Anschluß der Balken mit Stahlformteilen
  - 6.1 T-Formteile mit Dübeln,
  - 6.2 L-Formteile mit Dübeln.

**Tabelle 74:** Mindestabmessungen von auf Zug oder Druck sowie Abscheren beanspruchten Holzverbindungen

1. Symmetrische Laschenanschluß unter Verwendung von Dübeln (Sicherung mit Schraubnägeln),
2. wie 1, jedoch mit eingeleimten Holzscheiben, (Stabdübeln ausgeschlossen)
3. wie 2, unter Verwendung von Stabdübeln,
4. Symmetrischer Anschluß mit Ankern,
5. Symmetrischer Laschenanschluß unter Verwendung von Nägeln.

### 2.2 Ergänzung durch das Holz-Brandschutz-Handbuch

Die in Kapitel 2.1 aufgeführten Fälle wurden in /17/ ergänzt.

Eine weitere Veröffentlichung erfolgte durch die EGH /5/.

#### Zu Tabelle 73:

Zeile 1.1: Lastabminderung vorh  $P \leq 0.85$  zul P und  $0.75$  zul F

Zeile 1.2: Lastabminderung vorh  $P \leq 0.90$  zul P

Weitere Ergänzungen F30-B (Bezeichnungsweise nach /5/)

E10: Balkenschuhanschlüsse

E17: Firstgelenke

E18: Auflager von Brettschichtbindern auf Stahlschuhen

E19: Versatz durch Vorholz-Knaggen

E20: Verbindungen mit Zuglaschen aus Vollholz

1. Symmetrischer Anschluß mit innenliegender Lasche aus Vollholz

- 1.1 Verbindungen mit Nägeln

- 1.2 Verbindungen mit Stabdübeln

2. Symmetrischer Anschluß mit innenliegenden Lasche aus Stahlblech
  - 2.1 Verbindungen mit Nägeln
  - 2.2 Verbindungen mit Stabdübeln

### 2.3 Prüfberichte der MPA Braunschweig

In folgenden Berichten sind die Ergebnisse von Prüfungen an Holzverbindungen dokumentiert.

#### Untersuchungsbericht 77 169

Prüfung von Verbindungen zwischen brettschichtverleimten Holzbauteilen auf Brandverhalten nach DIN 4102, Blatt 2, Ausgabe 1970, in zwei Versuchsabschnitten:

Teil I : Bestimmung der Feuerwiderstandsdauer von auf Abscheren beanspruchten Anschlüssen von Trägern an Stützen,

Teil II: Bestimmung der Feuerwiderstandsdauer von auf Abscheren beanspruchten Anschlüssen von Zuggliedern

#### Untersuchungsbericht 77 545

Prüfung von brettschichtverleimten Holzstützen mit Rechteckquerschnitt auf Brandverhalten nach DIN 4102 Blatt 2, Ausgabe 1970

#### Untersuchungsbericht 78 1104

Prüfung eines mit Litaflex KG 25 geschützten Firstgelenks bei brettschichtverleimten Holzbinderausschnitten auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsklasse bei vierseitiger Brandbeanspruchung.

#### Untersuchungsbericht 78 1660

Prüfung von Nagelverbindungen nach dem System "Greim" zur Verbindung eines Zugstabes mit einem biegebeanspruchten Balken auf Brandverhalten nach DIN 4102, Teil 2, Ausgabe 1977

#### Untersuchungsbericht 78 1690

Prüfung von jeweils 4 gleichen BMF-Balkenschuh-Anschlüssen zur Verbindung von Vollholzbalken 14/20 (Prüfung 1) und 10/18 (Prüfung 2) mit brettschichtverleimten Holzträgern 16/30 auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsklasse bei allseitiger Brandbeanspruchung der Anschlüsse.

#### Untersuchungsbericht 78 1710

Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer von Stabdübel-Anschlüssen zur Verbindung von einteiligen Stützen mit Doppelträgern (Zangen) bei allseitiger Brandbeanspruchung entsprechend DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977.

#### Untersuchungsbericht 78 1720

Prüfung von zwei brettschichtverleimten Holzträgern 12/40 (Prüfung 1) und 16/40 (Prüfung 2) jeweils mit einem Gerber-Gelenk aus I-förmigem Stahl auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe

1977, bei allseitiger Brandbeanspruchung.

Untersuchungsbericht 81 1111

Prüfung von einteiligen Stützen zwischen Doppelträgern (Zangen) bei einem Anschluß

1. mit Stabdübeln
2. mit Dübeln und Bolzen

bei unterschiedlichen Belastungen auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, bei vierseitiger Brandbeanspruchung.

Untersuchungsbericht 81 1114

Prüfung von Holzverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Vollholz und einem Anschluß mit Stabdübeln auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschen-Verbindung bei vierseitiger Brandbeanspruchung

Untersuchungsbericht 81 1115

Prüfung von Holzverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Stahlblech und einem Anschluß

- a) mit Stabdübeln sowie
- b) mit Nägeln

auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschenverbindung bei vierseitiger Brandbeanspruchung.

Untersuchungsbericht 81 219a

Prüfung von jeweils 4 gleichen Balkenschuh-Anschlüssen zur Verbindung von Vollholzbalken 10/18 (Prüf. 1 und 2) und 12/19 (Prüf. 3 und 4) mit brett-schichtverleimten Holzträgern 20/30 auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsklasse bei vierseitiger Brandbeanspruchung der Anschlüsse.

Untersuchungsbericht 81 211

Prüfung von innenliegenden Zuglaschen aus Vollholz auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschen-Verbindung bei 4-seitiger Brandbeanspruchung.

Untersuchungsbericht 80 1347

Prüfung von einem mit Litaflex KG 25 geschützten und von drei ungeschützten Firstgelenken in brett-schichtverleimten Holzbinder-ausschnitten verschiedener Dicken auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur ermittlung der Feuerwiderstandsklasse bei vierseitiger Brandbeanspruchung.

Untersuchungsbericht 83 168

Prüfung von Holzverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Bau-Furniersperrholz aus Buche AW 100 nach DIN 68 705 Teil 5 und einem Anschluß mit Stabdübeln auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschen-Verbindung bei vierseitiger Brandbeanspruchung

### Untersuchungsbericht 83 169

Prüfung von Holzverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Stahlblech und einem Anschluß mit Stabdübeln auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschenverbindung bei vierseitiger Brandbeanspruchung

Auf diese Berichte wird im Zuge dieses Vorhabens noch detailliert eingegangen.

## 2.4 Deutsch-sprachiges Ausland

### 2.4.1 Österreich

In Österreich ist der Brandschutz entsprechend der DIN 4102 in der ÖNORM B 3800 geregelt. Teil 4 der ÖNORM B 3800 entspricht dabei DIN 4102, Teil 4, jedoch weniger ausführlich. Hartl gibt in /13/ einige praxisorientierte Beispiele:

F30 = brandhemmende Bauteile  
F60 = hochbrandhemmende Bauteile

- gekrümmte Brettschichtholzträger (F30, F60)
- mehrteilige Druckglieder - Verbindungsmittel: Stabdübel- (F30, F60)
- Zugstöße mit Holzlaschen und Stabdübeln (F30, F60)
- Zugstöße mit eingeleimten Gewindestangen (F30, F60)
- Rahmenecken mit Stabdübelkreisen (F30, F60)
- Schubbeanspruchte Brettschichtholzbauteile (F30, F60)
- Wandelemente (F30, F60)
- Decken (F30, F60)

Auch Wände mit F90 als Wohnungstrennwände und Außenwände wurden dort definiert.

### 2.4.2 Schweiz

In den SIA-Dokumentation Nr. 83, Brandschutz im Holzbau /38/ wurden die Bauteile ebenfalls nach den Feuerwiderstandsdauer

F30 feuerhemmend  
F60 feuerhemmend  
F90 feuerbeständig

klassifiziert. Die Gruppen F120 (feuerbeständig), F180 und F240 (hochfeuerbeständig) sind für den Holzbau nicht relevant.

Die Baustoffe wurden ähnlich eingeteilt wie in DIN 4102.

VKF-Wegleitung (Schweiz)		DIN 4102	
III	leicht brennbar	B3	leicht entflammbar
IV	mittel brennbar	B2	normal entflammbar
V	schwer brennbar	B1	schwer entflammbar
VIq	quasi nicht brennbar	A2	nicht brennbar
VI	nicht brennbar	A1	nicht brennbar

Für Holz (Holz grobstückig, Holzspanplatten, Holzfasserplatten) gilt die Klasse IV.

In /38/ wurden folgende Verbindungen nach F30/IV klassifiziert:

- Doppelträger an einteiliger Stütze (Paßbolzen)
- Balken auf einteiliger Stütze
  - \* Laschen genagelt
  - \* Lasche im Schlitz, genagelt
  - \* Laschen eingelassen, genagelt
- "Simplex"-Verbindung, Zugstab mit Gurt
- "Gerbergelenk" bei Brettschichtholz
- Versatz
- Symmetrischer Laschenanschluß mit Einlaß- oder Einpreßdübeln

Außerdem werden Anschlüsse an Brandmauern beschrieben.

## 2.5 Andere Länder

Wegen der begrenzten Vergleichbarkeit von Prüfergebnissen In- und Ausländischer Prüfanstalten wurde keine systematische Sichtung ausländischer Normen und Prüfzeugnisse vorgenommen. Es wird nur darauf hingewiesen, daß in manchen europäischen Ländern nur an die Bauteile, nicht aber an die Verbindungen, Brandschutzanforderungen gestellt werden.

### 3. Thermo/mechanische Eigenschaften der Bau- und Werkstoffen

#### 3.1 Abbrandraten von Holz und Holzwerkstoffen

##### 3.1.1 Einflußgrößen

Die Abbrandgeschwindigkeit von Holz und Holzwerkstoffen wird von folgenden Faktoren beeinflusst:

- Feuchtigkeitsgehalt
- Rohdichte
- Verhältnis Oberfläche/Volumen
- Geometrie des Bauteiles
- beflamte Oberflächen
- Verformungen
- Temperaturbeanspruchung
- Ventilationsbedingungen
- Wärmeübergangskoeffizienten
- Brandlast (Art und Menge der brennbaren Stoffe)

##### 3.1.2 Temperaturbeanspruchung nach ETK bzw. ISO 834

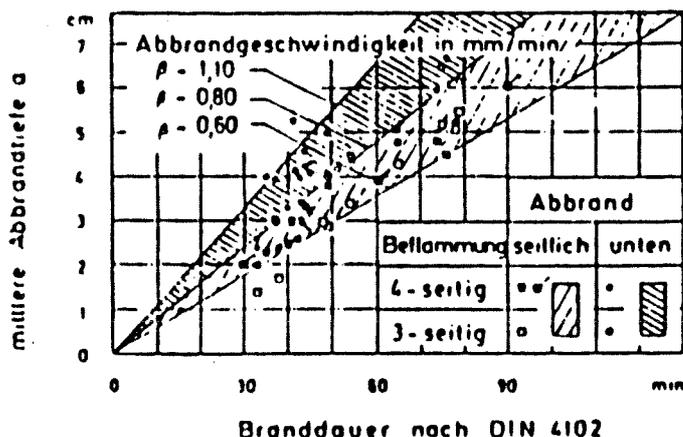
Pettersson und Jönsson /34/ ermittelten aufgrund einer großen Anzahl von Brandversuchen in verschiedenen Brandlabors eine Abbrandgeschwindigkeit von ungefähr  $\beta = 0.6 \text{ mm/min}$  für Stützen und Balken aus Vollholz und Brettschichtholz, wenn die Versuche bei einer Brandbeanspruchung nach ISO 834 (ETK) durchgeführt wurden. Dieser Wert gilt, wenn die maximale Abbrandtiefe nicht größer als ein Viertel der ursprünglichen Querschnittswerte in Verkohlungsrichtung ist. Bei größeren Abbrandtiefen erhöht sich die Abbrandgeschwindigkeit /34/.

Kordina und Meyer-Ottens /17/ fassen die Ergebnisse verschiedener Versuche zusammen, die an Stützen und Balkenseiten außerhalb von Eckbereichen ermittelt wurden, so daß der Abbrand zunächst ohne Verformungseinfluß ermittelt wurde:

- Nadelholz: im Mittel zwischen  $0.65 \text{ mm/min}$  und  $0.70 \text{ mm/min}$  und in Extremfällen zwischen  $0.50 \text{ mm/min}$  und  $0.80 \text{ mm/min}$
- Eichen- und Teakholz: im Mittel bei  $\leq 0.40 \text{ mm/min}$ . in der Regel zwischen  $0.35 \text{ mm/min}$  und  $0.40 \text{ mm/min}$ .

Demgegenüber zeigt Bild (3.1), daß die Abbrandgeschwindigkeit in der Biegezugzone von Holzbalken höher ist als die in der Druckzone oder an den Seiten. Dies ist insbesondere auf die zunehmende Durchbiegung und das damit verbundene stärkere Ablösen von Kohleschichten während der Brand- und Biegebeanspruchung zurückzuführen.

Bild (3.1) Mittlere Abbrandtiefen an Holzbalken mit Rechteckquerschnitt aus Nadelholz, Gkl. II bei Biegebeanspruchung von 10 bis 11 N/mm<sup>2</sup> in Abhängigkeit von der Branddauer nach DIN 4102 /17/.



Bauteile mit geringer Dicke, wie z.B. Verkleidungen von Wänden aus Profilbrettern, verlieren im Brandfall bei einseitiger Beflammung rasch an Feuchtigkeit, da der Wasserdampf auf der feuerabgekehrten Seite ungehindert entweichen kann. Diese Bauteile weisen daher höhere Abbrandgeschwindigkeiten auf, wie aus österreichischen Versuchen hervorgeht und von Hartl dokumentiert wurde /13/.

Bild (3.2) Abbrandgeschwindigkeiten nach österreichischen Versuchen /13/

Bauteile	Abbrandgeschwindigkeit (mm/min)	
	Nadelholz	Laubholz
lt. Versuchsergebnisse: (für Schalungen)	0.80	0.60

Bild (3.3) zeigt, daß der Abbrand von Holzwerkstoffplatten mit normierten Dicken ähnlich verläuft wie der Abbrand von Rechteckquerschnitten aus Nadelholz.

Das MPA Braunschweig /19/ hat eine Reihe von Versuchen an Brett-schichtverleimten Stützen durchgeführt. Wie im Bild (3.4) zu sehen ist, betrug die Abbrandgeschwindigkeit im Mittel 0.6 mm/min.

Bild (3.3) Abbrandtiefe bzw. Plattendicke von Holzwerkstoffplatten mit  $\rho = 600 \text{ kg/m}^3$  ohne Brandschutzausrüstung und ohne Verformungseinfluß in Abhängigkeit von der Branddauer nach DIN 4102, Teil 2 /17/

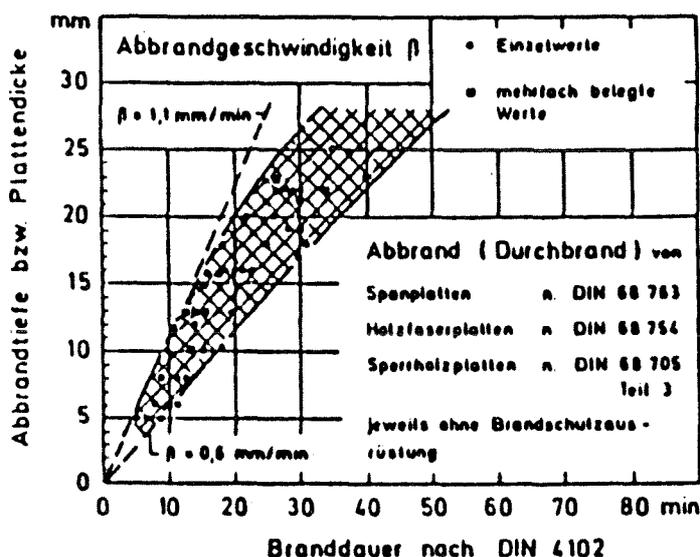


Bild (3.4) Abbrandgeschwindigkeit brettschichtverleimter Stützen nach /19/

Zeit (min)	34	22	34	17	22	96	96
Breite (cm)	21	14	14	28	28	41	41
Restbreite (cm)	17	11.5	10	26.5	26	29	29
Abbrandrate (mm/min)	0.6	0.6	0.6	0.4	0.5	0.6	0.6
Dicke (cm)	14	21	21	28	28	28	28
Restdicke (cm)	10	18	17.5	26	26	16	16
Abbrandrate (mm/min)	0.6	0.7	0.5	0.6	0.5	0.6	0.6

### 3.1.3 Natürliche Brandbeanspruchung

Für Berechnungen mit natürlicher Brandbeanspruchung entwickelte Hadvig /11/ aufgrund einer Vielzahl von Versuchen Abbranddiagramme, aus denen das Verhältnis zwischen Abbrandtiefe und Branddauer in Abhängigkeit von der Brandlast  $q$  und dem Öffnungsfaktor  $F$  direkt abgelesen werden kann. Zwei Beispiele dieser Diagramme sind den Bildern (3.5) und (3.6) zu entnehmen.

Bild (3.5) Abranddiagramm für  $F = 0.30 \text{ m}^2$  und Brandlasten zwischen  $188 \text{ MJ/m}^2$  und  $942 \text{ MJ/m}^2$  /11/

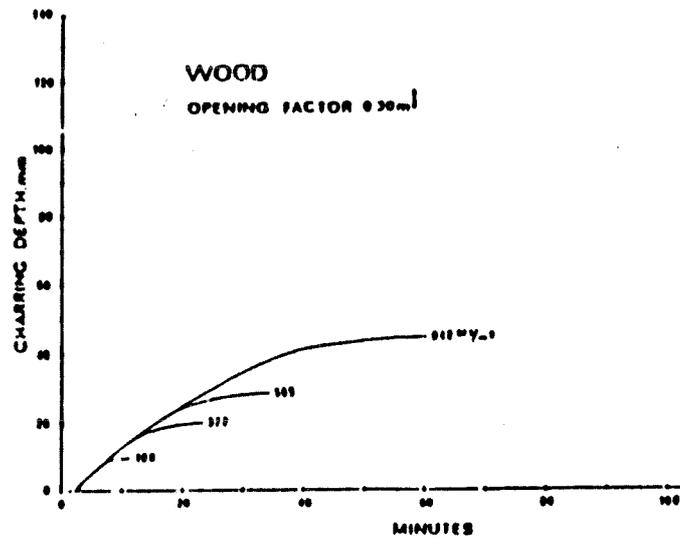
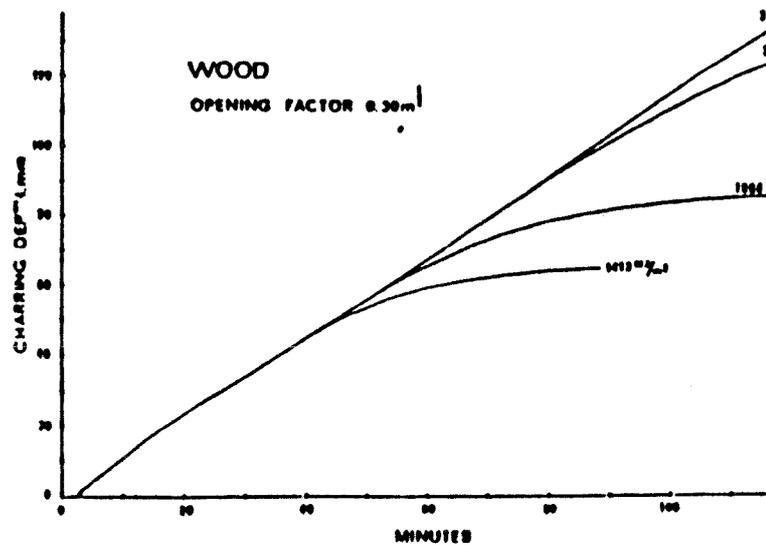


Bild (3.6) Abranddiagramm für  $F = 0.30 \text{ m}^2$  und Brandlasten zwischen  $1413 \text{ MJ/m}^2$  und  $3768 \text{ MJ/m}^2$  /11/



Die Diagramme gelten für eine Branddauer von maximal 120 min. Durch die folgende mathematischen Ausdrücke können die Diagramme näherungsweise wiedergegeben werden:

$$\theta = 0.0175 \cdot \frac{q}{F}$$

$$\beta_0 = 1.25 - \frac{0.035}{(F + 0.021)} \quad \text{für } 0.02 \leq F \leq 0.30$$

$$X = \beta_0 \cdot \tau \quad \text{für } 0 \leq \tau \leq \theta/3$$

$$X = \beta_0 \cdot \left[ -\frac{\theta}{12} + \frac{3\tau}{2} - \frac{3\tau^2}{4\theta} \right] \quad \text{für } \theta/3 \leq \tau \leq \theta$$

wobei:

- F = Öffnungsfaktor in  $m^2$  ( $F = A/h/\lambda_{t,1}$ )
- q = Brandlast in  $MJ/m^2$
- X = Abbrandtiefe in mm
- $\beta_0$  = Anfangswert der Abbrandgeschwindigkeit in mm/min
- $\tau$  = Zeit in min
- $\theta$  = Zeitpunkt, in dem die maximale Abbrandtiefe bei den entsprechenden Werten von q und F erreicht ist

Die maximale Abbrandtiefe ist erreicht, wenn  $t = \theta$

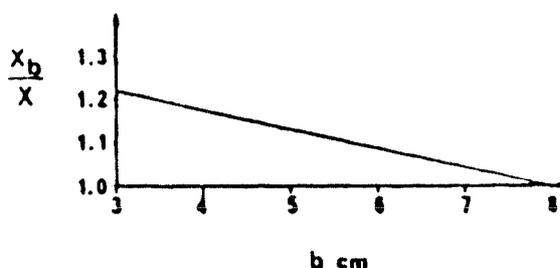
$$X_{max} = \frac{2}{3} \cdot \beta_0 \cdot \theta$$

Nach Auswertung des Ausdrucks für  $\beta_0$ , für  $0.02 \leq F \leq 0.03$  erhält man die Tabelle im Bild (3.7).

Bild (3.7) Anfangswerte der Abbrandgeschwindigkeit  $\beta_0$  in Abhängigkeit der Öffnungsfaktor F /11/

F	0.02	0.04	0.06	0.08	0.12	0.30
$\beta_0$	0.396	0.676	0.818	0.903	1.002	1.141

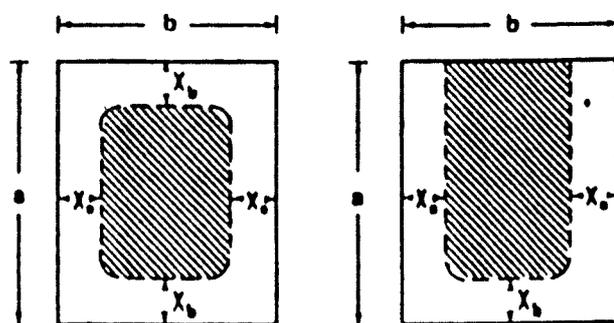
Bild (3.8) Korrekturdiagramm /11/



Hinsichtlich einer etwaigen Seitenabhängigkeit der Abbrandtiefe führt Hadvig folgende Unterscheidung ein:

1. Für Querschnitte mit einer Mindestabmessung von 8 cm (bzw. 5 cm) bei quadratischen Querschnitten wird allseitig gleichmäßiger Abbrand unterstellt.
2. Für Querschnitte mit geringeren Abmessungen und  $a/b \geq 1.7$  gilt für die Seitenflächen  $X_s = X$ , aber für die Unterseite wird die Abbrandtiefe  $X_b$  gemäß Bild (3.8) erhöht -vgl. auch Bild (3.9).

Bild (3.9) Vereinfachte Darstellung eines abgebrannten Querschnittes. Der linke Querschnitt wird 4-seitig auf Feuer beansprucht, der rechte nur 3-seitig /11/



Gundlage für vorgenannte Diagramme bzw. Formeln waren eine Reihe von Versuchen an trockenen Vollholzproben aus Nordic-pine und Resorzinverleimten Brettschichtproben. Als Probekörper wurden nicht-belastete Balken und Blöcke verwendet mit durchaus baupraktischen Abmessungen (s. Bild 3.10, 3.11). Nach der Brandbeanspruchung wurden die Proben in Scheiben geschnitten und die Restquerschnitte miteinander verglichen. Es wurde festgestellt, daß, obwohl die Umrisse der Restquerschnitte jeder Probe unterschiedlich aussahen, die Flächen überraschend ähnlich waren. Die gemessenen und die berechneten Ergebnissen wurden miteinander verglichen. Beispiele dafür sind in den Bildern (3.10) und (3.11) zu sehen.

Aus diesem Vergleich folgerte Hadvig:

- Die Obereinstimmung der Ergebnisse für Brettschichtholz ist gut
- Obwohl für Vollholz die Obereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung nicht so gut ist, genügen die Diagramme bzw. Formeln für baupraktische Zwecke.

Bild (3.10) Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Abbrandraten für Brettschichtholzproben /11/

specimen no.	Specification of glued timber				time in furnace, minutes	temperature of black radiation, A	oxygen content in furnace, %	measured charring, mm	calculated charring, mm	difference between measured and calculated charring, mm
	width a, mm	width b, mm	density, kg/m <sup>3</sup>	water content, %						
101	146,5	140,0	436	9	20	1169	1	21,0	21,7	-0,7
102	140,1	146,6	437	9	22	1141	6	20,9	20,1	-1,2
103	146,6	140,1	440	9,1	40	1061	6	29,7	20,5	-0,8
104	139,1	145,9	490	9,3	40	1150	5	31,9	22,5	-0,6
105	136,2	133,5	479	9,3	20	1256	5	24,6	24,2	0,4
106	134,3	145,5	477	9,4	10	1275	2	16,2	15,1	1,2
107	140,0	147,0	534	9,7	20	1242	3	23,1	21,4	1,7
108	140,2	140,0	539	9,7	40	1260	3	25,2	25,3	0
109	147,9	140,5	530	9,3	20	1100	3	27,2	24,0	2,4
110	149,0	140,2	516	9,3	20	1211	4	20,9	26,0	2,1
111	149,2	140,2	522	0,9	20	1231	7	29,7	20,0	1,7
112	140,1	140,0	530	0,9	20	1312	4	25,0	22,7	2,3
113	124,0	125,0	449	0,6	10	1065	2	11,0	10,0	1,0
114	124,1	126,2	445	0,6	15	1069	3	15,7	15,0	0,7
115	126,9	124,5	459	0,9	25	1161	5	25,2	25,2	0
116	124,5	127,5	430	9,3	25	1054	5	21,1	21,7	-0,6
117	122,3	124,3	452	0,9	10	1152	2	13,0	12,0	1,0
118	121,6	124,5	453	9,5	15	1167	5	18,1	17,9	0,2
119	124,6	121,0	452	9,2	10	1191	6	14,4	14,1	0,3
120	124,5	125,0	447	9,2	10	1240	4	15,5	15,2	0,3

Bild (3.11) Vergleich zwischen gemessenen und gerechneten Abbrandraten für Vollholzproben /11/

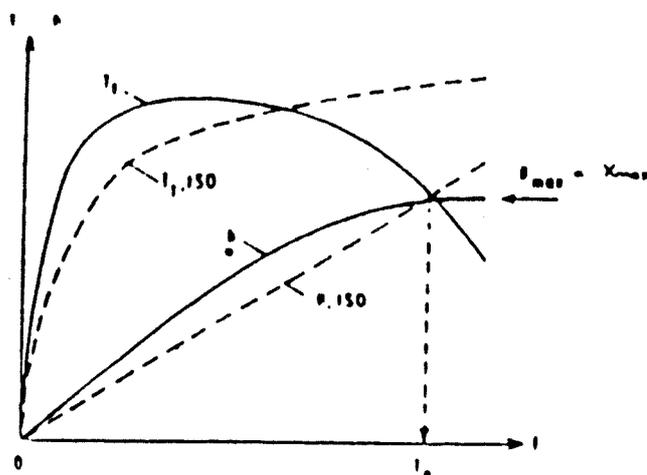
specimen no.	Specification of solid wood				time in furnace, minutes	temperature of black radiation, A	oxygen content in furnace, %	measured charring, mm	calculated charring, mm	difference between measured and calculated charring, mm
	width a, mm	width b, mm	density, kg/m <sup>3</sup>	water content, %						
1	137,9	142,6	675	17,1	15	1340	1	19,9	17,1	2,8
2	145,0	139,0	675	17,1	20	1400	0	23,1	29,3	2,0
3	146,9	145,1	617	15,7	10	1184	2	12,1	10,5	2,6
4	146,3	145,4	617	15,7	40	1175	9	20,0	29,2	-0,4
5	145,6	143,5	570	14,4	20	1226	4	21,9	19,0	2,1
6	146,7	144,0	570	14,4	10	1233	4	14,5	12,2	2,3
7	142,8	145,5	521	13,0	10	1242	3	16,2	13,2	2,9
8	140,0	140,1	521	13,0	40	1242	5	25,9	26,1	-0,2
9	144,0	143,2	480	13,1	20	1120	6	21,1	20,3	0,8
10	143,1	143,5	480	13,1	10	1122	4	12,7	11,0	0,9
11	144,0	145,0	483	13,2	20	1144	4	21,2	19,9	1,2
12	142,5	141,6	483	13,2	20	1141	3	26,9	24,9	2,0

### 3.1.4 Zusammenhang zwischen Brandbeanspruchung nach ETK (ISO 834) und natürlicher Brandbeanspruchung

Der Begriff äquivalente Branddauer wurde eingeführt, um den Zusammenhang zwischen der Brandbeanspruchung nach ETK (ISO 834) und der natürlichen Brandbeanspruchung auszudrücken. Grundsätzlich ist die äquivalente Branddauer wie folgt definiert: sie ist die Dauer einer Brandbeanspruchung nach ETK, die auf Bauteile hinsichtlich ihres Grenzzustands dieselbe Auswirkung hat, wie der vollständige Ablauf des natürlichen Brandes, siehe auch VDIN 18230 /1/.

Pettersson und Jönsson haben die äquivalente Branddauer speziell für Holzbauteile untersucht /34/. Sie gehen davon aus, daß die minimale Tragfähigkeit eines Holzbauteils bei einem natürlichen Brand ungefähr beim Erreichen der maximalen Abbrandtiefe erreicht wird, vgl. Bild (3.12)

Bild (3.12) Äquivalente Zeit  $t_e$  definiert für die maximale Abbrandtiefe  $X_{max}$  der Holzbauteile, die dem Feuer ausgesetzt sind /34/



Die gestrichelte Linien im Bild (3.12) geben die Temperatur-Zeit-Kurve nach ISO bzw. ETK ( $T_t, ISO$ ) und die dazugehörige Kurve der Abbrandtiefe ( $\beta, ISO$ ) an; Die Vollstriche beziehen sich auf die Gastemperatur und die Abbrandtiefe eines Bauteils bei natürlicher Brandbeanspruchung.

Mit Hilfe der Beziehung von Hadvig /11/ für die Ermittlung der maximalen Abbrandtiefe,

$$X_{max} = \frac{2}{3} \beta_0 \cdot \theta$$

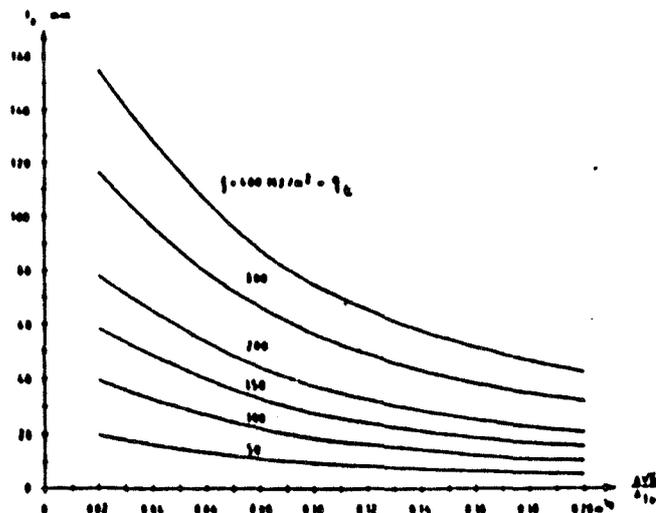
und des Bildes (3.12), folgt

$$X_{max} = (\beta_{iso}) * t_e \quad ,$$

bzw.

$$t_e = \frac{X_{max}}{(\beta_{iso})}$$

Bild (3.13) Äquivalente Branddauer  $t_e$  in Abhängigkeit des Öffnungsfaktors  $\lambda_v \sqrt{h} / \lambda_{t,0}$  und Brandbelastung  $q_f$ . Für die Bestimmung von  $t_e$  wurde von einer Abbrandrate  $\beta_{iso} = 0.6$  ausgegangen /34/



Petterssen und Jönsson haben diese holzspezifische äquivalente Branddauer mit der allgemeinen Beziehung für die äquivalente Branddauer verglichen

$$\begin{aligned} t_e &= \frac{q_f t}{(\lambda_v \sqrt{h} / \lambda_{t,0}) t^2} \\ &= q_f * 0.067 * \sqrt{k_f} * \frac{\lambda_t}{(\lambda_{t,0} * \lambda_v * \sqrt{h})^2} \\ &= q_f * c * w \end{aligned}$$

wobei

$\lambda_t$  = Grundfläche des Brandabschnitts

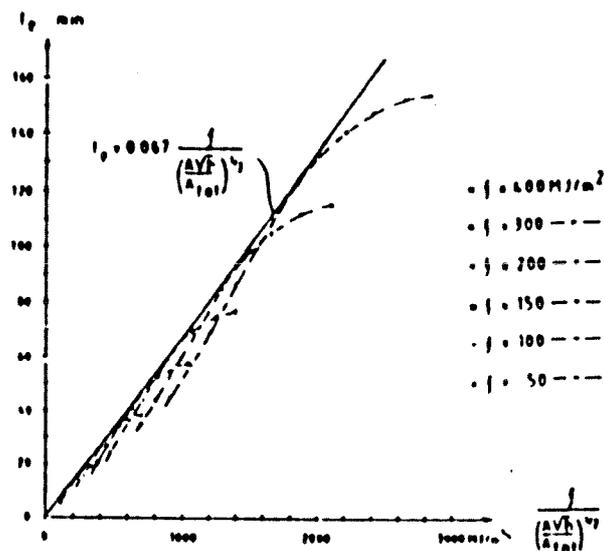
$A_{1,1}$  = gesamte Oberfläche der Umschließung  
 $A_v$  = vertikale Öffnungsflächen  
 $h$  = mittlere Höhe vertikaler Öffnungsflächen

$q_{1r}$  =  $k_r \cdot q_1$  wobei  $q_1$  die auf  $A_{1,1}$  bezogene Brandbelastung und  $k_r$  ein Umrechnungsfaktor ist /1/  
 $q_1$  = auf  $A_1$  bezogene Brandbelastung

$t_e = q_1 \cdot c \cdot w$  ist die Gleichung zur Bestimmung der äquivalenten Branddauer nach VDIN 18230 /1 /, die in einfacher Schreibweise der ausführlicheren Gleichung entspricht, bei allerdings etwas anderer Definition des Wärmeabzugfaktors  $w \cdot c = 0.067/\sqrt{k_r}$  entspricht  $c = 0.19$  (für  $k_r = 1$ ) bei Rechnung in kWh, vgl. auch /1/.

Der Vergleich zwischen der "allgemeinen" äquivalenten Branddauer (die eigentlich für Stahlträger entwickelt wurde) und der holzspezifischen äquivalenten Branddauer ist aus Bild (3.14) zu ersehen. Dabei erkennt man, daß die "allgemeine" Definition als Einhüllende der holzspezifischen äquivalenten Branddauer auf der sicheren Seite liegt. Für mögliche weitergehende Schlußfolgerungen hieraus, sei auf Anlage 1 verwiesen.

Bild (3.14) Äquivalente Branddauer  $t_e$  als Funktion von  $q_1 / (\lambda_v \sqrt{h} / A_{1,1})^2$  (MJ/m<sup>2</sup>/s) für verschiedene Werte der Brandbelastung  $q_1$  (gestrichelte Linien) /34/



### 3.1.5 Vorhandene Normen und Empfehlungen

#### a) Holz-Brandschutz-Handbuch

Das - hier als Empfehlungen gewertete - Holz-Brandschutz-Handbuch /17/ gibt folgende Rechenwerte an für die Abbrandgeschwindigkeit

von Nadel- und Laubholz bei bauüblichen Feuchtigkeitsgehalten und bei Temperaturbeanspruchung nach der Einheitstemperaturkurve nach DIN 4102 bzw. ISO 834. Diese Werte berücksichtigen die Streuung der gemessenen Werte sowie andere Einflüsse wie z.B. schnelleren Abbrand an Rissen, Ästen, usw.

Bild (3.15) Rechenwerte der Abbrandgeschwindigkeit bei Brandbeanspruchung nach Din 4102, Teil 2 bzw. ISO 834 /17/

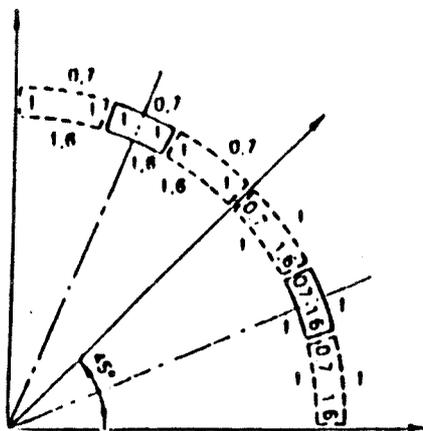
Bauteil		Abbrandgeschwindigkeit (mm/min)	
		Nadelholz	Laubholz ≥600 kg/m <sup>3</sup>
Stützen, Zugglieder		0.7	0.42
Balken	Seiten, Oberseite	0.8	0.48
	Unterseite	1.1	0.66
Dach und Decken- schalung	Unterseite	1.1	0.66
	Oberseite	0.65	0.39

Bild (3.3) zeigt für Holzwerkstoffplatten die Beziehung zwischen Branddauer und Abbrandtiefe bzw. Plattendicke. Diese Durchbrandzeiten können nach /17/ auch für die Beurteilung der Abbrandgeschwindigkeiten von Holzwerkstoffen in Dach- und Deckentafeln verwendet werden, sofern diese nur durch Eigengewicht belastet werden. Bei Anwendung der Diagramme für Holzwerkstoffe in Dach- oder Deckentafeln, die eine Verkehrslast tragen müssen, muß je nach Belastung mit einer bis zu 25% vergrößerten Abbrandtiefe gerechnet werden.

#### b) Französische Norm

Die französische Norm /41/ gibt einen Wert von 0.7 mm/min für die Abbrandgeschwindigkeit von Holz - VH und BSH - an. Dieser Wert wird in Abhängigkeit der Winkel zwischen der auf Brand beanspruchten Oberfläche und der Strahlungsrichtung des Feuers nach folgenden Diagramm erhöht.

Einen Vergleich der in dieser Norm angegebenen Werte für die Abbrandgeschwindigkeit von Holzwerkstoffen mit den deutschen Werten ist nicht möglich, da die Klassifizierung der Holzwerkstoffen in beider Länder verschieden ist (vgl. Anlage 1).



Au-delà de 45°, la face exposée est considérée comme étant verticale.

### c) ÖNORM

Folgende Angaben sind der österreichischen Norm entnommen:

Bild (3.16) Abbrandgeschwindigkeiten nach ÖNORM 3800 /13/

Bauteile	Abbrandgeschwindigkeit (mm/min)	
	Nadelholz	Laubholz
lt. ÖNORM B3800 Stützen, Zuglieder, Balken	0.65	0.50

c) Report EUR 9485EN der Kommission der Europäischen Gemeinschaften /35/

### c.1) Vollholz

Bild (3.17) Abbrandgeschwindigkeiten für Vollholz

Bauteile	Abbrandgeschwindigkeit (mm/min)
Stützen	0.7
Balken	
Oberseite	0.8
Seiten	0.8
Unterseite	1.1
Dach- und Decken schalung	1.1

### c.2) Holzfaserplatten, Holzspanplatten, Sperrholzplatten

Bild (3.18) Abbrandgeschwindigkeiten für Holzfaser-, Holzspan-, und Sperrholzplatten

Dichte (kg/m <sup>3</sup> )	Abbrandgeschwindigkeit (mm/min)
400	1.0
600	0.7
700	0.5

### c.3) Zementgebundene Holzwoleleichtbauplatten

Abbrandgeschwindigkeit = 0.6 mm/min.

Es werden nur Platten mit einer Dicke von mindestens 8 mm betrachtet.

### d) EUROCODE 5 (Entwurf 1985) /2/

Hier wurden die Abbrandgeschwindigkeiten in Abhängigkeit von der Dichte ermittelt.

*Anm.: Der neue Teil 1 von EC 5 enthält keine brandschutztechnischen Festlegungen; Diese werden in einem eigenen Teil gegeben, der z.Zt im Bearbeitung ist.*

Bild (3.19) Abbrandgeschwindigkeiten nach EUROCODE 5 (1985)

	Abbrandraten	bei Dichte (kg/m <sup>3</sup> )	
	(mm/min)	340	390
Vollholz	$\beta = 250/\rho$	0.74	0.64
Brettschichtholz	$\beta = 225/\rho$	0.66	0.58

### Vergleich der verschiedenen Abbrandraten

Für die auf Zug oder Druck beanspruchten Bauteile aus Vollholz sind folgende Abbrandraten  $\beta$  gegeben:

- nach Holz-Brandschutz-Handbuch:  $\beta = 0.70$  mm/min
- nach ONORM:  $\beta = 0.65$  mm/min
- nach EUR 9875<sub>EN</sub>:  $\beta = 0.70$  mm/min
- nach EC 5:  $\beta = 0.63$  mm/min für  $\rho = 400$  kg/m<sup>3</sup>  
 $\beta = 0.42$  mm/min für  $\rho = 600$  kg/m<sup>3</sup>

und liegen somit eng beieinander. Dabei ist jedoch anzumerken, daß nach Pettersson und Jönsson grundsätzlich  $\beta = 0.60$  mm/min für Vollholz angenommen werden kann.

Anders ist es bei auf Biegung beanspruchten Balken aus Vollholz, für die die Abbrandgeschwindigkeitswerte deutlich voneinander abweichen. Für Nadelholz gilt:

- nach Holz-Brandschutz-Handbuch
 

$\beta = 0.80$ mm/min	Seiten und Oberseite
$\beta = 1.10$ mm/min	Unterseite
- nach ÖNORM
 

$\beta = 0.65$ mm/min	
-----------------------	--
- nach EUR 9875<sub>EN</sub>

$\beta = 0.80$ mm/min	Seiten und Oberseite
$\beta = 1.10$ mm/min	Unterseite
- nach EC 5 (1985)
 

$\beta = 0.63$ mm/min	für $\rho = 400$ kg/m <sup>3</sup>
$\beta = 0.42$ mm/min	für $\rho = 600$ kg/m <sup>3</sup>

Sowohl das Holz-Brandschutz-Handbuch als auch die ÖNORM geben keinen Unterschied zwischen den Abbrandraten für Vollholz und für Brettschichtholz. Die Ergebnisse der Versuche des MPA Braunschweig (Bild 3.4) zeigen allerdings einen günstigeren Durchschnittswert der Abbrandgeschwindigkeit für Brettschichtholzstützen. Gemäß EC 5 (1985) würde die Abbrandrate für Bauteile aus Brettschichtholz 225/ρ betragen, was für die bauüblichen Holzdichten von 400 kg/m<sup>3</sup> bis 600 kg/m<sup>3</sup> eine Abbrandrate von 0.56 mm/min bis 0.32 mm/min entspräche. Hier ein Vergleich für Brettschichtholzstützen :

- nach Versuchen des MPA-Braunschweig
 

$\beta = 0.60$ mm/min	(Mittel)
-----------------------	----------
- nach Holz-Brandschutz-Handbuch
 

$\beta = 0.70$ mm/min	
-----------------------	--
- nach ÖNORM
 

$\beta = 0.65$ mm/min	
-----------------------	--
- nach EC 5 (1985)
 

$\beta = 0.56$ mm/min	für $\rho = 400$ kg/m <sup>3</sup>
$\beta = 0.32$ mm/min	für $\rho = 600$ kg/m <sup>3</sup>

Rechenwerte der Abbrandgeschwindigkeit von Dach- und Deckenschalungen aus Vollholz sind im Holz-Brandschutz-Handbuch enthalten. Diese werden mit den Ergebnissen österreichischer Versuche verglichen. Das Holz-Brandschutz-Handbuch unterscheidet -wie beim Balken- zwischen einer Brandbeanspruchung auf der Unterseite und einer Brandbeanspruchung auf der Oberseite der Schalung. Der Durchschnittswert beider im Holz-Brandschutz-Handbuch enthaltenen Abbrandgeschwindigkeiten entspricht in etwa dem Wert aus den österreichischen Versuchen. Für Nadelholz gilt:

- nach Holz-Brandschutz-Handbuch
 

$\beta = 1.10$ mm/min	Unterseite
$\beta = 0.65$ mm/min	Oberseite
- nach Hartl
 

$\beta = 0.80$ mm/min	
-----------------------	--

Für Holzwerkstoffe stimmen die Abbrandgeschwindigkeiten des Reports EUR 9485<sub>EN</sub> mit den Angaben im Bild (3.3) überein.

### 3.1.6 Abbrandraten in diesem Bericht

Den Rechnungen in diesem Bericht wird eine mittlere Abbrandrate  $\beta = 0.6$  mm/min zugrundegelegt. Begründung:

1. es handelt sich nicht um biegebeanspruchte Bauteile
2. es werden im wesentlichen Versuche nachgerechnet; daher müssen erwartete Abbrandraten und nicht - auf der sicheren Seite liegende - Normwerte angesetzt werden
3. der Einfluß der verkohlten Schicht auf die Temperaturbeanspruchung bestimmter Verbindungsmittel wird gesondert berücksichtigt (vgl. Abschnitt 4.2.1)
4. eine weitere Differenzierung der Abbrandrate wird wegen anderer maßgebender Unsicherheiten in der Berechnung nicht verfolgt
5. es muß ohnehin im Zuge der Umsetzung der Neufassung von ISO 834 überprüft werden, welche Auswirkungen etwaige Änderungen der Ventilationsbedingungen auf die Abbrandraten haben.

### 3.2 Temperaturabhängige Festigkeitseigenschaften von Holz- und Holzwerkstoffen

Hier wird auf das parallel zu diesem Vorhaben durchgeführte Forschungsvorhaben an der LMU /40/ verwiesen. Die Umsetzung dieser Ergebnisse sowie weitere Berechnungsregeln wurden zwischenzeitlich im Entwurf zu Teil X von EC5 eingebracht /9/. Detail-Regeln sind hier teilweise im Teil I dieses Berichtes wiedergegeben.

Aus diesem Grund werden im folgenden nur einige Literaturverweise gegeben - ohne Anspruch auf Vollständigkeit. Dabei wurden die zusammenfassenden Darstellungen /40/ entnommen.

Die Festigkeit und der Elastizitätsmodul von Bauholz hängt unter anderem von Rohdichte, Feuchtigkeit, Ästigkeit und Temperatur ab. Die bisherigen Versuche zur der Bestimmung des Verhaltens von Festigkeit und E-Modul von Holzbauteilen bei der Brandbeanspruchung wurden an teilweise sehr kleinen, fehlerfreien Proben durchgeführt. Es wurde noch nicht überprüft, inwieweit diese Ergebnisse auf Holzbauteilen mit üblicher Qualität übertragbar sind.

Kudson und Schniewind /16/ untersuchten kleinen Douglas-fir Proben mit einer Ausgangsfeuchte von 12%. Bei Zug- und Druckbeanspruchung und eine Erwärmung auf 100°C im Vergleich zu 25°C wurde für beide Fälle eine Abnahme der Festigkeit bis auf 77% der Ausgangsfestigkeit festgestellt (Bild 3.20 und 3.21).

Die Bilder (3.22) und (3.23) zeigen die Versuchsergebnisse von Schaffer /36,37/, die auch an Douglas-fir Proben -allerdings darrtrockene Proben- ermittelt wurden. Bei Zugbeanspruchung und Temperaturerhöhung von 25°C auf 100°C wurde eine Abnahme der

Bild (3.20) Verhältnis zwischen Zugfestigkeit und Temperatur. Die Zeichen stellen den Mittelwert von 16 Beobachtungen dar -Ausnahmen in Klammern - /16/

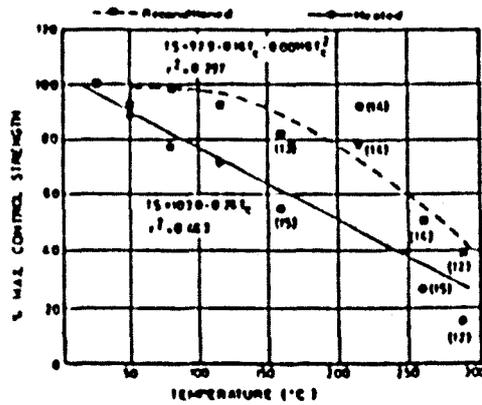


Bild (3.21) Verhältnis zwischen Druckfestigkeit und Temperatur. Die Zeichen stellen den Mittelwert von 16 Beobachtungen dar /16/

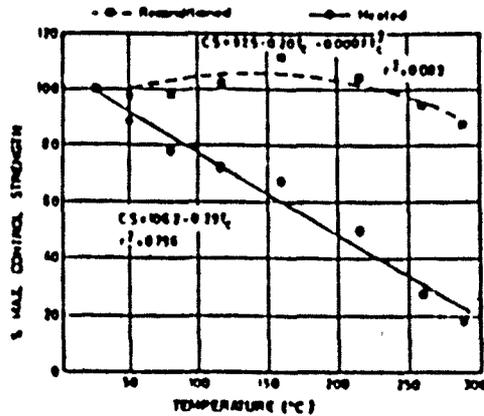


Bild (3.22) Druckfestigkeit als Funktion der Temperatur während der heißen Phase und nach der Abkühlung /36,37/

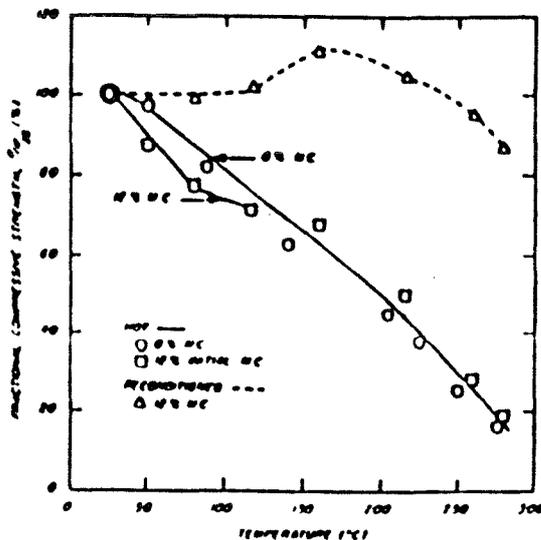
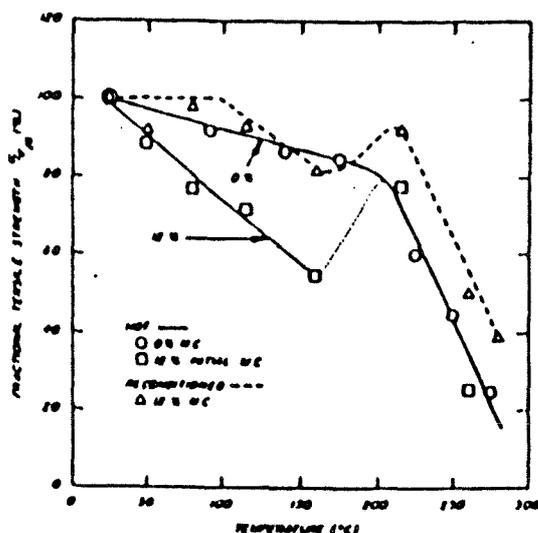


Bild (3.23) Zugfestigkeit als Funktion der Temperatur während der heißen Phase und nach der Abkühlung /36,37/



Festigkeit bis auf 92% der Anfangsfestigkeit festgestellt, bei Druckbeanspruchung bis auf 80%.

Östman /33/ untersuchte die Zugfestigkeit und das Zug-E-Modul an kleinen Fichtenproben bei einer Erwärmung von 25°C auf 100°C, und stellte eine Abnahme der Festigkeit bis auf ca. 90% der Anfangsfestigkeit fest.

In EC 5 (1985) /2/ wird ein Festigkeitsabfall durch eine erhöhte Abbrandrate berücksichtigt. Der Restquerschnitt wird also vermindert, und es gelten die Festigkeitswerte der Kaltebemessung.

Nach /12/ führen Temperaturen um 100°C zu kaum meßbaren Masse- und Feuchtigkeitsverlusten. Bis etwa 150°C treten erst im Laufe von mehreren Wochen allmähliche Festigkeitsverluste auf. Unter der Annahme, daß die Temperatur im Restquerschnitt nicht über 100°C steigt -was in den österreichischen Versuchen bestätigt wurde /13/ - können die Festigkeitswerte als konstant angesetzt werden.

### 3.3 Temperaturabhängige Stahleigenschaften

#### 3.3.1 Vorbemerkungen

Für eine wirklichkeitsnahe Erfassung des Trag- und Verformungsverhaltens der Holzanschlüsse bei Brandeinwirkung sind die mechanischen Eigenschaften der Stahlbauteile in ihrer Temperaturabhängigkeit zu berücksichtigen. Bislang existieren noch keine harmonisierten Empfehlungen für Rechenwerte zum Stoffverhalten von Stahl bei erhöhten Temperaturen. Auf nationaler Basis sind im

Anhang C zur DIN 4102 /3/, Teil 4 Angaben zur Temperaturabhängigkeit von Stählen enthalten. Diesen Werten sind jedoch keine Angaben zur Temperaturabhängigkeit des E-Moduls zugeordnet, so daß eine Anwendung dieser Werte im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen ohne zusätzliche Annahmen nicht möglich ist.

Auf internationaler Ebene sind die temperaturabhängigen Stoffwerte für Stähle entsprechend der EKS-Empfehlung /7/ vorhanden.

Zur Zeit werden sowohl auf nationaler als auch auf internationaler Basis Neuformulierungen der temperaturabhängigen mechanischen Stoffgesetze im Sinne von Rechenwert-Funktionen vorbereitet. Eine Harmonisierung wird dabei angestrebt.

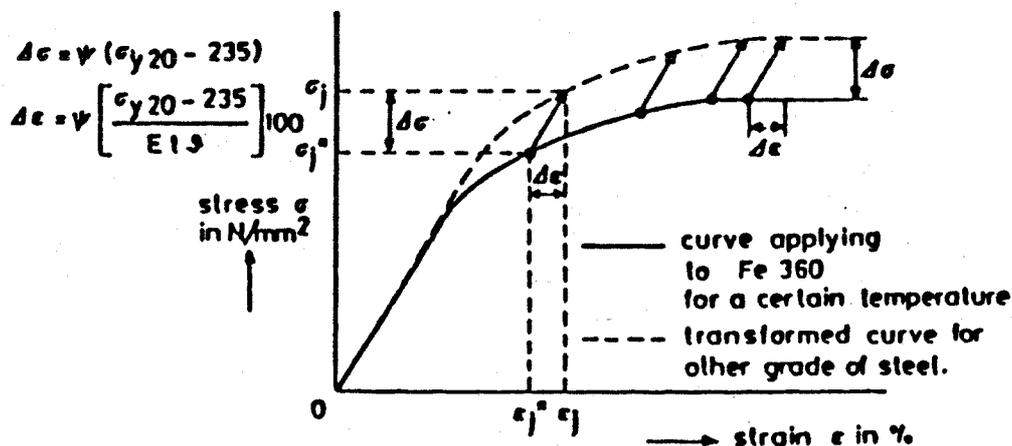
### 3.3.2 EKS Empfehlungen

Für die Untersuchungen in dem hier vorliegenden Bericht werden die mechanischen Eigenschaften von Stahl (St 37) bei erhöhten Temperaturen gemäß der EKS-Empfehlung /7/ zugrunde gelegt.

Die Stoffwerte in Form von  $E(T)$ - und  $\beta_s(T)$ -Rechenwerten sind relativ konservativ, wie die neueren Untersuchungen belegen. Ihre Anwendung im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen ergibt somit Werte, die damit eine zusätzliche Sicherheit auf der Widerstandsseite aufweisen.

Die entsprechend der EKS-Empfehlung gewählte Streckgrenze liegt bei erhöhten Temperaturen deutlich oberhalb der Elastizitätsgrenze, da mit zunehmender Temperatureinwirkung das bilineare Stoffverhalten von Stahl oberhalb der Elastizitätsgrenze in einen nichtlinearen Bereich übergeht (s. Bild (3.24)). Da die im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchung beurteilten Stahlelemente keinerlei Stabilitätseinflüsse zeigen, sondern die reine Querschnittstragfähigkeit maßgebend ist, können bis zum Versagen des Verbindungselementes durchaus erhebliche plastische Verformungen aufgenommen werden. Die nachfolgend berichteten Untersuchungen

Bild (3.24) Transformation der Spannungs-Dehnungs-Kurven



zum Verhalten verschiedener Verbindungen bei Brandbeanspruchung (vergl. Kapitel 4 - 6) bestätigen dieses Verhalten.

Die Rechenwerte für das temperaturabhängige Verhalten des E-Moduls und der Streckgrenze entsprechend den EKS-Empfehlungen zeigen die Bilder (3.25) und (3.26).

Bild (3.25) Elastizitätsmodul  $E_s$  in Abhängigkeit der Stahltemperatur

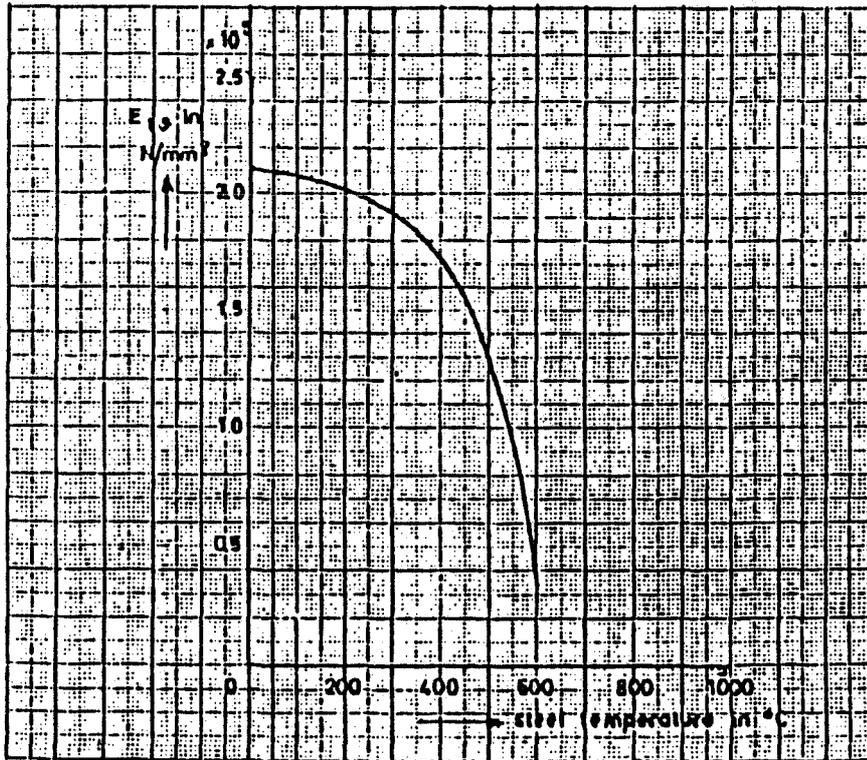
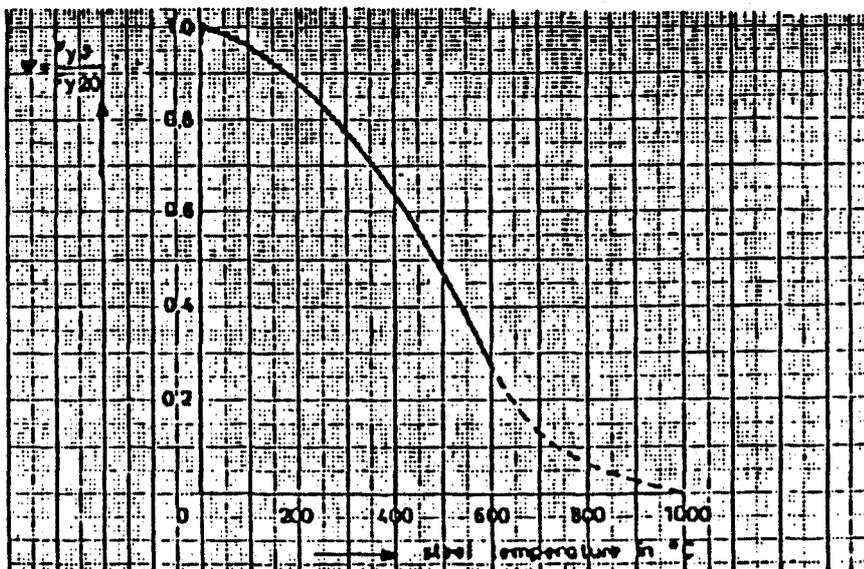


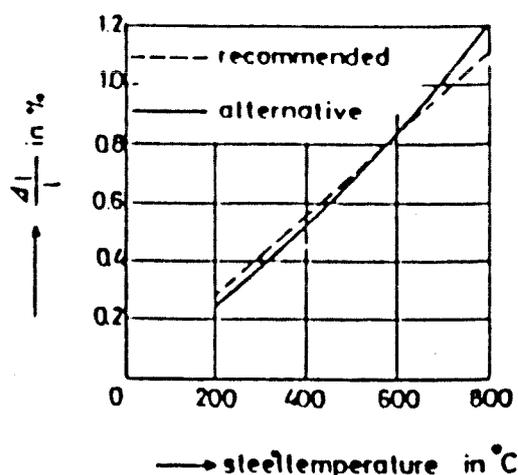
Bild (3.26)



Wegen der geringeren Massigkeit der hier untesuchten Verbindungselemente kann für die thermische Analyse eine vereinfachte Berechnung auf der basis der Profilfaktoren U/A bzw. F/V erfolgen. Hierbei kann auf die Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der thermischen Stoffgesetze in Übereinstimmung mit den EKS-Empfehlungen verzichtet werden.

Für die thermische Dehnung von Stahl zeigt Bild (3.27) die entsprechenden EKS-Empfehlungen.

Bild (3.27) Thermische Dehnung von Stahl n Abhängigkeit der Stahltemperatur



### 3.3.3 Neuere Entwicklung

Für neuzeitlich, numerisch orientierte Nachweisverfahren sind die Angaben zu den Temperaturabhängigkeiten der thermischen und mechanischen Stoffwerte in der EKS-Empfehlungen /7/ nicht ausreichend. Hinzu kommt, daß diese relativ konservativen Stoffgesetze bei genaueren Nachweisverfahren zu unwirtschaftlichen Lösungen führen können. Letzteres trifft im wesentlichen auf Bauteiluntersuchungen zu, nicht jedoch für die hier durchgeführten Untersuchungen zum Brandverhalten von Stahlelementen als Holz-Verbindungsmittel.

Zur Verbesserung der Situation sind derzeit sowohl auf nationaler als auch auf internationaler Ebene Arbeiten angelaufen, hier eine Verbesserung zu erreichen. Dabei wird von vornherein ein Harmonisierung der entsprechenden Formulierungen angestrebt. Den derzeitigen aktuellen Stand zeigen die Bilder (3.28) und (3.29) /15/. Für diese Rechenwerte zum temperaturabhängigen Stoffverhalten liegen zusätzlich ausreichend genaue numerische Modelle zur Beschreibung der Dehnungs-Spannungscharakteristik bei erhöhten Temperaturen vor.

Bild (3.28) Mathematisches Modell

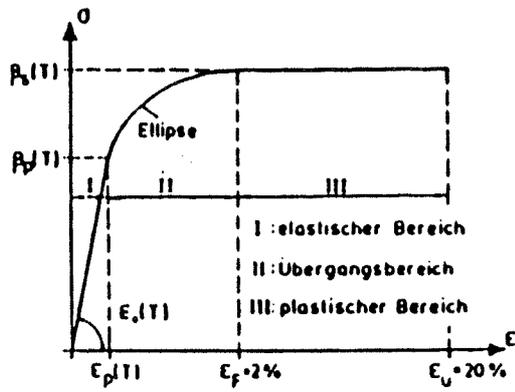
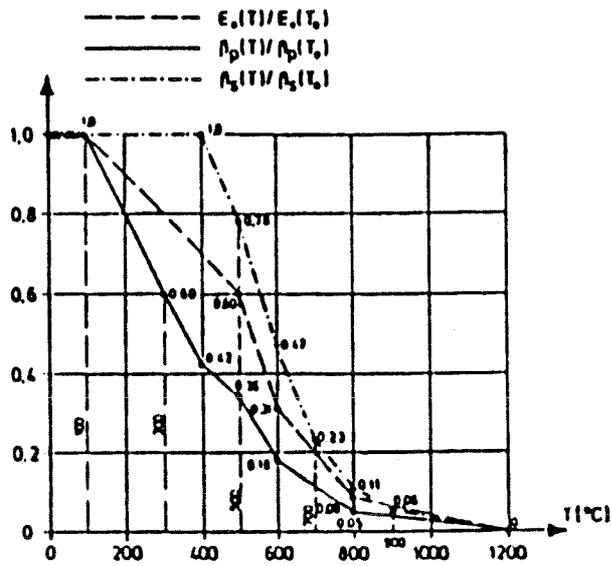


Bild (3.29)

Young's Modulus  $E_s(T)$   
 Elastic stress limit  $R_p(T)$   
 Effective yield stress  $R_b(T)$



## 4. STABDÜBELVERBINDUNGEN

### 4.1 Allgemeines

Grundlage dieser Untersuchung sind die Prüfberichte:

Nr. 77 169  
 Nr. 78 1710  
 Nr. 81 1111  
 Nr. 81 1114  
 Nr. 81 1115  
 Nr. 83 168  
 Nr. 83 169

die in Abschnitt 2.2 aufgelistet sind und die in Abschnitt 4.3 eingehend dargestellt und ausgewertet werden.

Bei den Prüfberichten und bei den folgenden Untersuchungen in diesem Abschnitt handelt es sich um Stabdübel ohne Kopf und Mutter nach DIN 1052 (Abschnitt 5, Teil 2).

Die Stabdübel werden hier ausführlicher behandelt, da andere stiftförmige Verbindungsmittel (Paßbolzen, Bolzen, Nägel) vergleichend zu den Stabdübeln beurteilt werden.

### 4.2 Grundlagen für die Berechnung

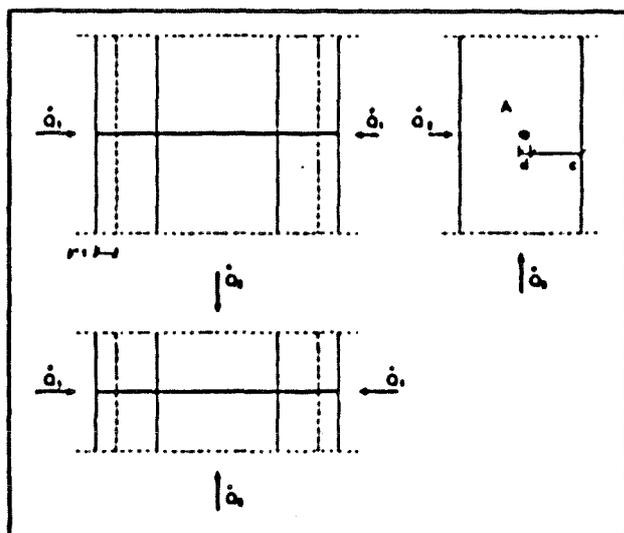
#### 4.2.1 Stahltemperaturen

Die Temperatur von Stabdübeln (und anderer stiftförmiger Verbindungsmittel) wird aufgrund folgender vereinfachender Modellannahmen bestimmt (vgl. Bild 4.1):

- a) Die Erwärmung erfolgt ausschließlich über die ungeschützte Fläche  $A$  ( $Q_1$ ); die Erwärmung des Stahles über die von Holz umgeschlossenen Mantelflächen ( $Q_2$ ,  $Q_3$ ) wird nicht berücksichtigt. Das bedeutet, es wird von einem 1-dimensionalen Wärmestrom ausgegangen.
- b) Es erfolgt keine Wärmeabgabe von Stahl an das umschließende Holz.
- c) Eine Vergrößerung der ungeschützten Fläche  $A = A(t)$  bei Stabdübeln aufgrund des Abbrandes wird durch eine fiktive Abbrandrate  $\beta^*$  erfaßt, so daß für:

$$\begin{aligned} t = 0 & \quad A(t) = d^2 \cdot \pi / 4 \\ t > 0 & \quad A(t) = d^2 \cdot \pi / 4 + \pi \cdot d \cdot \beta^* \cdot t \end{aligned}$$

Bild (4.1)



Unterstellt man eine konstante Temperatur über die ganze Länge des Stahlstiftes, läßt sich die Stahltemperatur wie folgt berechnen

$$\Delta\theta_s = \frac{K}{c_s \cdot \rho_s} \frac{\lambda(t)}{V} (\theta_i - \theta_s) \cdot \Delta t \quad (4.1)$$

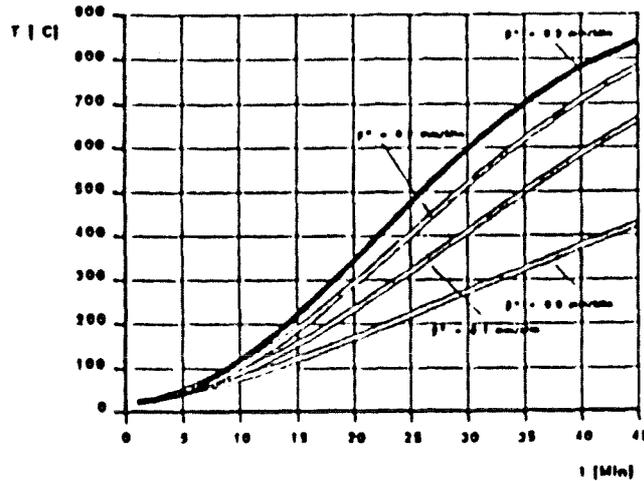
wobei

- K =  $\alpha_e + \alpha_r$  gesamter Wärmeübergangskoeffizient
- $\lambda(t)$  ungeschützte Oberfläche des Stiftes
- V Volumen des Stiftes
- $\theta_i$  Temperatur im Brandraum
- $\theta_s$  Stahltemperatur

Die maßgebende Unsicherheit liegt bei c). Bild (4.2) zeigt die (als gleichförmig angenommene) Stahltemperatur als Funktion der Zeit für verschiedene Werte der fiktiven Abbrandrate  $\beta^* = 0, 0.1, 0.2, 0.3$ .

Die fiktive Abbrandrate  $\beta^*$  berücksichtigt, daß die verkohlte Schicht eine - gegenüber der Umschließung mit unzerstörten Holzreduzierte Isolierung bewirkt; ggf. muß auch mit einer tatsächlichen Vergrößerung der ungeschützten Fläche gerechnet werden, wenn sich verkohlte Schichten im Bereich des Stiftes lösen. Dieser Einfluß bleibt auch bei genauerer rechnerischer Bestimmung der Stahltemperatur die dominierende Größe und kann nur anhand der versuchsmäßig bestimmten Feuerwiderstandsdauern "kalibriert" werden.

Bild (4.2) Stahltemperatur  $T$  als Funktion der Zeit  
für  $\beta^* = 0; 0.1; 0.2; 0.3$   
Länge des Stabdübels: 150 mm  
Durchmesser des Stabdübels : 10 mm



Berücksichtigt man die Wärmeleitfähigkeit von Stahl, bestimmt sich der über die Stablänge ungleichmäßige Temperaturverlauf aus

$$c_s \cdot \rho_s \frac{\delta \theta}{\delta t} = \frac{\delta}{\delta x} \left[ \lambda x \frac{\delta \theta}{\delta x} \right] \quad (4.2)$$

bzw. aus

$$\Delta x_1 c_s \cdot \rho_s \frac{\Delta \theta_1}{\Delta t} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\Delta x_1}{2\lambda_x}} (\theta_1 - \theta_1) - \frac{1}{\frac{\Delta x_1}{2\lambda_x} + \frac{\Delta x_2}{2\lambda_x}} (\theta_1 - \theta_2)$$

⋮

$$\Delta x_k c_s \cdot \rho_s \frac{\Delta \theta_k}{\Delta t} = \frac{1}{\frac{\Delta x_{k-1}}{2\lambda_x} + \frac{\Delta x_k}{2\lambda_x}} (\theta_{k-1} - \theta_k) - \frac{1}{\frac{\Delta x_k}{2\lambda_x} + \frac{\Delta x_{k+1}}{2\lambda_x}} (\theta_k - \theta_{k+1})$$

⋮

(4.3)

$$\Delta x_s c_{s,x} \rho_s \frac{\Delta \theta_s}{\Delta t} = \frac{1}{\frac{\Delta x_{s-1}}{2\lambda_x} + \frac{\Delta x_s}{2\lambda_x}} (\theta_{s-1} - \theta_s) - \frac{1}{\frac{\Delta x_s}{2\lambda_x} + \frac{1}{\alpha_s}} (\theta_s - \theta_t)$$

wobei:

$\alpha_1, \alpha_s$	Wärmeübergangskoeffizienten
$\lambda_x$	Wärmeleitfähigkeit
$c_{s,x}$	spezifische Wärmekapazität
$\rho_s$	Dichte des Stahlquerschnittes
$\theta_t$	Temperatur im Brandraum
$\theta_x$	Temperatur in der Schichtmitte
$\Delta x$	Schichtdicke

Die Auswirkung der Annahme eines 1-dimensionalen Wärmestroms (Annahmen a) + b)) kann aus Bildern (4.3) und (4.4) ersehen werden. Diese "genauere" Berechnung wurde dankenswerterweise von Ing. Büro Hönig/Klaus zur Verfügung gestellt. Dabei wurde im Holz allerdings nur ein Wärmetransport und kein Feuchtigkeitstransport verfolgt und der Abbrand nur pauschal erfaßt, d.h. einmal  $(\beta^* \cdot t) = 0$  und einmal  $(\beta^* \cdot t) = 3 \text{ cm} = \text{konstant}$ . Es wurde ferner ein Oberstand von 1 cm angenommen, bei einer Stabdübellänge von 18 cm.

In Bild (4.3) (für den Stabdübelkopf) und Bild (4.4) (für die Stabdübelmitte) sind eingetragen:

- Kurve 1: 3-dimensionale Rechnung
- Kurve 2: 1-dimensionale Rechnung nach Gl. (4.2) bzw. Gl (4.3)
- Kurve 3: 1-dimensionale Rechnung nach Gl. (4.1), d.h. bei Annahme eines konstanten Temperaturverlaufs

Die Bilder 4.3a und 4.4a gelten jeweils für einen Oberstand von 1 cm (ohne Berücksichtigung des Abbrands), die Bilder 4.3b und 4.4b gelten für einen Oberstand von 1 cm wobei ein sofortiger Abbrand und Freilegung von 3 cm unterstellt wird; d.h. im Prinzip ein Oberstand von 4 cm (ohne Berücksichtigung des Abbrands).

Wie aus dem Vergleich der entsprechenden Kurven 1) und 2) von Bild (4.3a) und Bild (4.3b) zu ersehen ist, wird die Stahltemperatur am Stiftkopf sehr gut durch die 1-dimensionale Rechnung erfaßt; durch die Wärmeabgabe an das umschließende Holz sinkt die Stahltemperatur in Stiftmitte jedoch etwas weiter ab. Somit wird davon ausgegangen, daß - ggf. unter Beachtung einer Mindestüberdeckung c - die 1-dimensionale Rechnung Ergebnisse liefert, die "auf der sicheren Seite" liegen.

Bild 4.3a) Stahlttemperaturen für den Stabdübelkopf

Überstand:  $h_{\bar{U}} = 1\text{cm}$

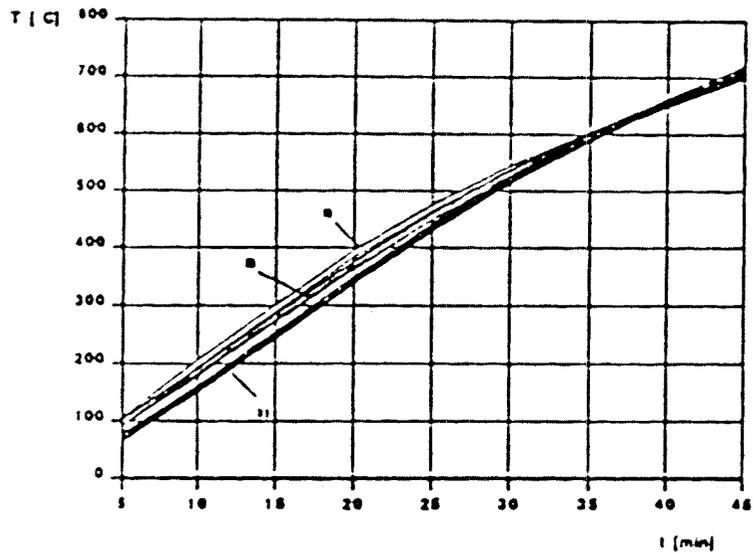


Bild 4.4a) Stahlttemperaturen für die Stabdübelmitte

Überstand:  $h_{\bar{U}} = 1\text{cm}$

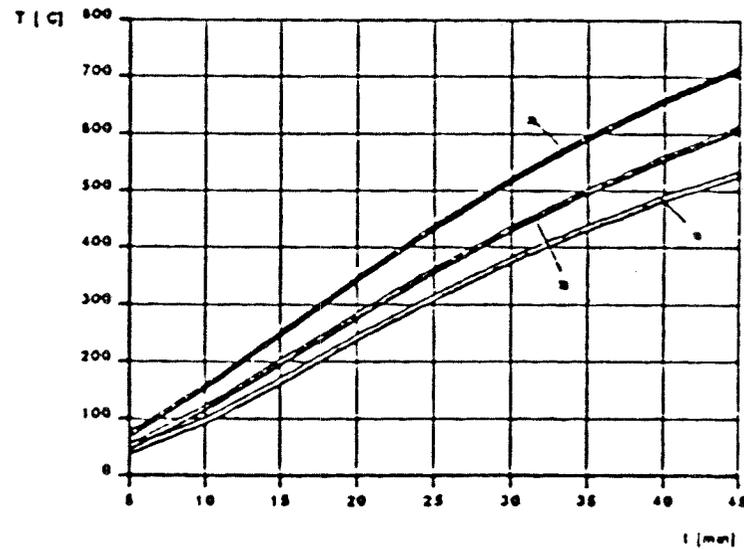


Bild 4.3b) Stahlttemperaturen für den Stabdübelkopf

Überstand:  $h_{\bar{U}} = 4\text{cm}$

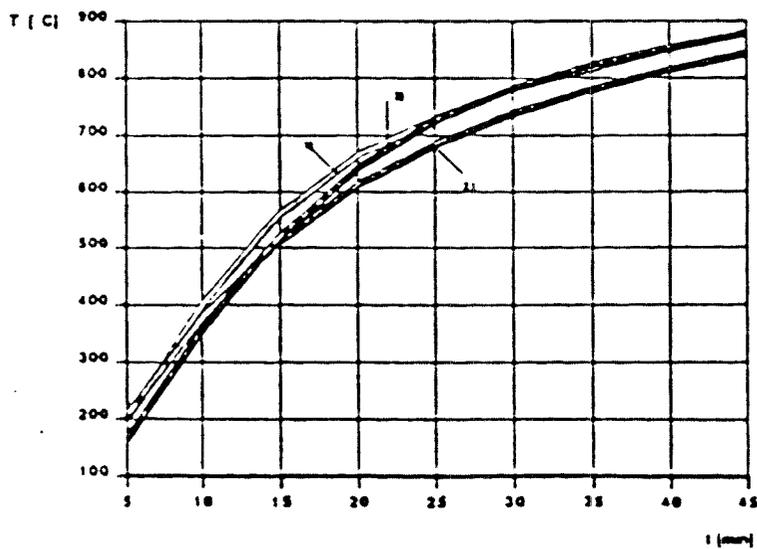
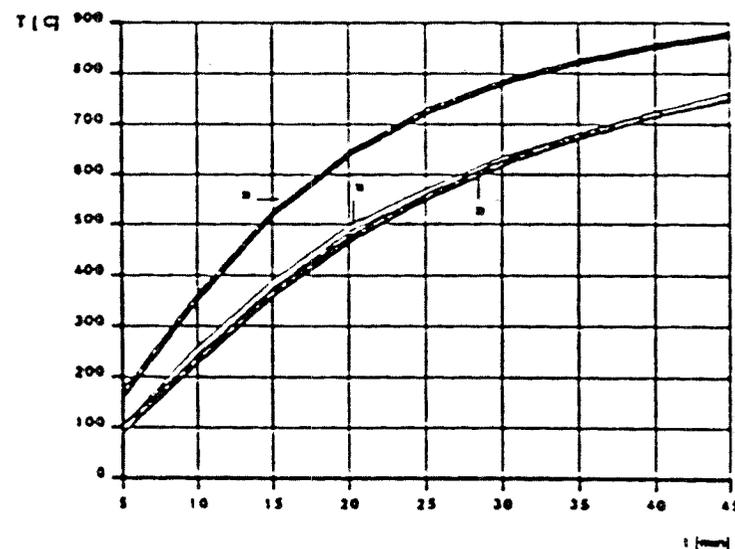


Bild 4.4b) Stahlttemperaturen für die Stabdübelmitte

Überstand  $h_{\bar{U}} = 4\text{cm}$



Aus dem Vergleich der Kurven 2) und 3) ist zu erkennen, daß die Annahme einer konstanten Temperatur entlang der Stabachse zu einer weiteren Überschätzung der Temperaturen in Stabmitte führen kann.

Da mit zunehmender Stablänge dieser Effekt zunimmt wird im Rahmen dieses Berichtes, der Temperaturverlauf nach Gl. (4.2) bzw. (4.3) bestimmt. Um bei der Bettungsberechnung mit konstanter Biegefestigkeit des Stabes rechnen zu können, wird dann die Stahltemperatur in einer Tiefe von  $l/6$  angesetzt.

Für die Tiefe  $l/6$  sind im Bild (4.5) und (4.6) die Stahltemperaturen in Abhängigkeit der Stabdübellänge  $l$  für  $t = 0$  bis 45 Minuten aufgetragen. Man erkennt daß für Stabdübel unter  $l = 120$  mm nach 30 Minuten die Temperatur über  $500^{\circ}\text{C}$  liegen; für  $l \geq 300$  mm wird  $500^{\circ}\text{C}$  erst nach ca. 60 Minuten erreicht. Die Temperaturen sind nur schwach abhängig vom Stabdübeldurchmesser (der nur über die fiktive Abbrandrate  $\beta^*$  eingeht - vgl.  $A(t)$ ) und können proportional zu  $\lambda/V$ :

$$\theta_s \approx \lambda/V = 2/l$$

abgeschätzt werden.

Bild (4.5) Stahltemperaturen an der Stelle  $l/6$   
 $\beta^* = 0.1$  mm/min  
 $d/l = 15$   
 2-seitig

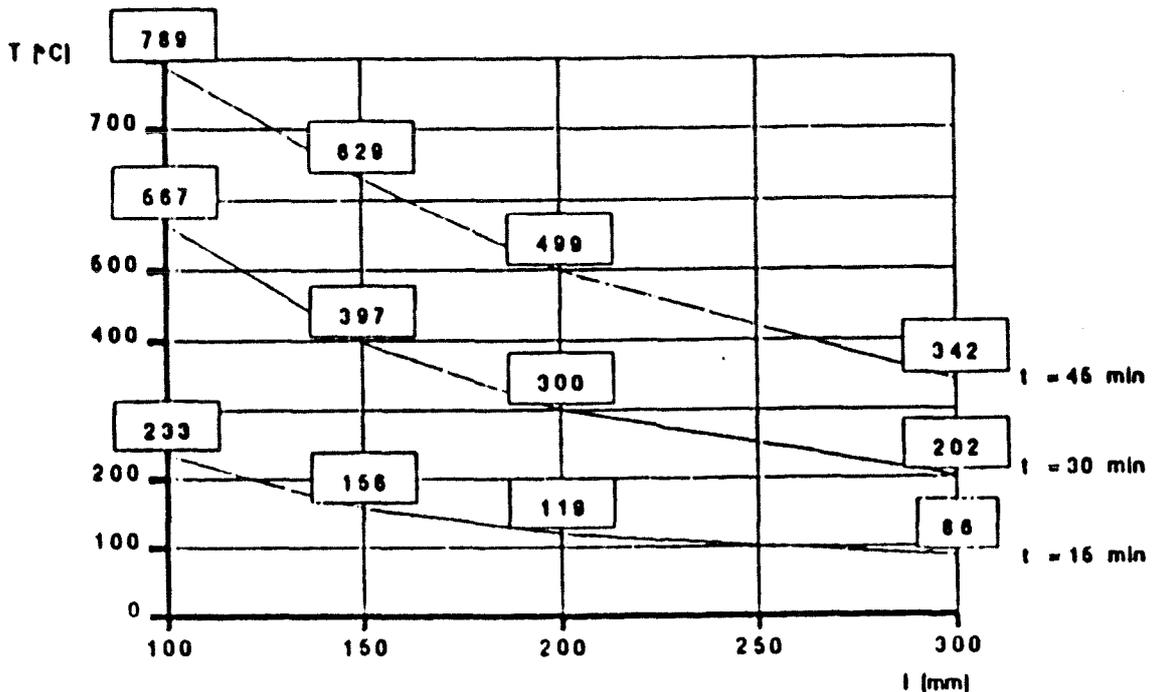
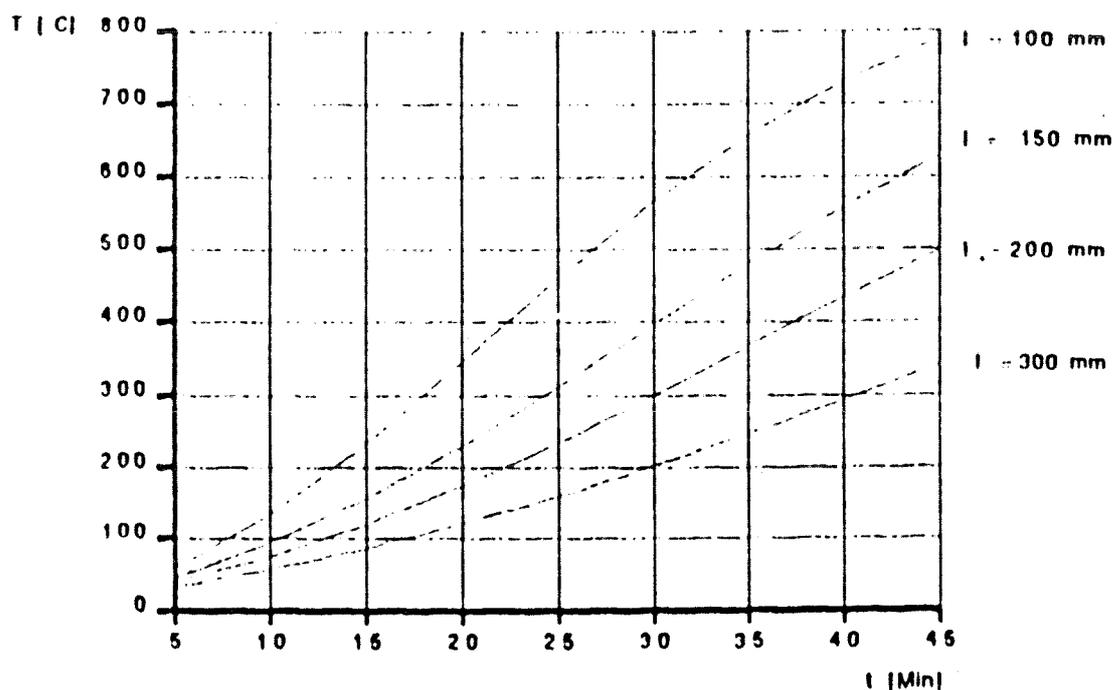


Bild (4.6) Stahltemperaturen an der Stelle 1/6  
 $\beta^* = 0.1 \text{ mm/min}$   
 $d/l = 15$   
 2-seitig

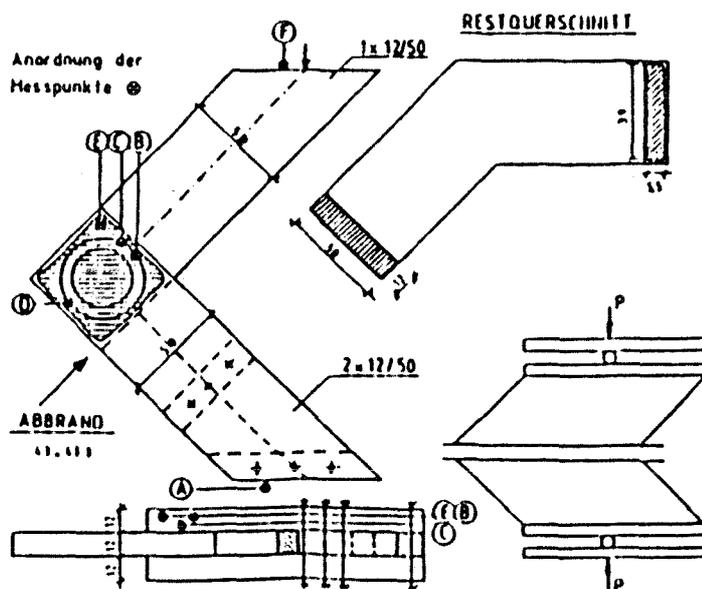


Temperaturmeßwerte bei Stabdübelverbindungen wurden dankenswerterweise von Prof. Hartl zu Verfügung gestellt. Sie stammen von Österreichischen Rahmenversuchen von 1976. Sie sind in Tabelle (4.1) zusammengestellt.

Tab. (4.1) Temperaturmeßwerte bei Stabdübelverbindungen

Meß- stelle		A		B		C		D		E		F		rechne- risch	
Meß- tiefe (cm)				8	4	4	8			4	8			4	8
t m i n	10	23	35	35	45	90	75	160	140	50	45	65	70	65	46
	20	35	50	45	75	130	95	255	230	90	65	120	100	138	102
	30	40	95	60	130	185	170	312	305	130	70	180	135	229	178
	60	110	340	80	350	465	178	620	520	250	135	460	175	536	450
Vers. 10a) od. b)		a)	b)	b)	a)	a)	b)	a)	b)	b)	a)	a)	b)		

Bild (4.7) Anordnung der Meßpunkte zu Tab (4.1)



Bei den Meßstellen B, C und E werden zwischen Versuch a) und b) die Meßtiefen verändert (einmal 4 cm und dann 8 cm). Für die anderen Meßstellen sind keine Meßtiefen angegeben. Die Lage der Meßstellen ist in Bild (4.5) dargestellt. Meßstellen B und C müßten etwa gleiche Meßwerte ergeben und die Werte für E dürften ungünstiger sein als für B und C. Die Überdeckung (Randabstand) betrug etwa 4 cm. In der letzten Spalte von Tabelle (4.1) sind die rechnerisch ermittelten Stahltemperaturen angegeben, wobei  $\beta^a = 0.1 \text{ mm/min}$  angenommen wurde.

Unter Berücksichtigung der lagebedingten Unterschiede sowie der Meßwert-Streuungen, geben die rechnerisch ermittelten Stahltemperaturen eine plausible Eingrenzung der Meßwerte.

#### 4.2.2 Tragverhalten von Stabdübeln

##### 4.2.2.1 Vorgehensweise

Es wird von einem geometrisch proportionalen Kraftaufteilung auf die Stabdübel einer Gruppe ausgegangen, d.h. für beispielweise einen Zugstab mit n neben- oder hintereinander angeordneten Stabdübeln ist:

$$P_i = P/n$$

Diese vereinfachende Annahme ist im Rahmen des gewählten Berechnungsverfahrens nicht zwingend, erscheint jedoch aus folgenden Gründen gerechtfertigt:

1. Nach DIN 1052, Teil 2, Abschnitt 5.6 sollen mehr als 6 hintereinander angeordnete Stabdübel vermieden werden, so daß eine ungleichmäßige Kraftaufteilung ohnehin begrenzt ist
  2. Mit zunehmender Erwärmung der Stabdübel wird die Verbindung weicher, so daß eine im Anfangszustand ungleichmäßige Verteilung im Zuge der Brandbeanspruchung ausgeglichen wird.
- Für die Ermittlung des Tragverhaltens wird zunächst die Beanspruchung eines Stabdübels für den Ausgangszustand (=kalter Zustand) bestimmt und zwar als

- bezogenes Moment  $m(x) = M(x)/W$
- bezogene Querkraft  $q(x) = Q(x)/A$
- mit zugehöriger Biegelinie  $w(x)$
- und Pressung  $p(x)$

Als Berechnungsmodell wird der elastisch gebettete Stab verwendet. Die Annahme elastischen Tragverhaltens ist für den Ausgangszustand zunächst durchaus gerechtfertigt, da es hier nicht um die Ermittlung der Bruchlast geht, sondern um ein Verhalten im Bereich der "Gebrauchslast", d.h. die zugehörigen Spannungen liegen im Bereich der zulässigen Spannungen oder darunter.

Für den nach Abschnitt 4.2.1. ermittelten zeitlichen Verlauf des Temperaturanstieges im Stabdübel werden die zeitlich veränderlichen Beanspruchungsgrößen  $m(x,t)$ ,  $q(x,t)$  sowie  $w(x,t)$  und  $p(x,t)$  bestimmt. Der Abbrand bewirkt eine entsprechende Verkürzung der Bettungslänge  $L$  mit der Zeit. Die zunehmenden Stahltemperaturen reduzieren die Biegesteifigkeit des Stabdübels. Der "Beanspruchungszustand" zum experimentellen Versagenszeitpunkt kennzeichnet den Versagenszustand (Grenzzustand) des Stabdübels.

Zunächst muß festgestellt werden, daß die Modellunsicherheit dieser Berechnung erheblich sein kann und dieser Versagenszustand eher als fiktiver Zustand anzusehen ist. Modellunsicherheiten sind:

- der Einfluß des Abbrandes auf die Stahltemperatur (vgl. fiktive Abbrandrate von Abschnitt 4.2.1)
- der Einfluß einer ungleichmäßigen Stahltemperatur über die Dübellänge auf das Tragverhalten
- die Bettungsziffer des Holzes und ihre temperaturabhängige Entwicklung
- der Einfluß der Anzahl der Stabdübel in einer Verbindung und somit auch das stochastische Systemverhalten
- und letztlich auch die mechanischen Eigenschaften des Stahles und seine temperaturabhängige Entwicklung.

Einige der genannten Unsicherheiten bei der Nachrechnung der Prüfergebnisse wären vermeidbar, wenn die Versuche nicht zum Zwecke des Prüfzeugnisses sondern gezielt für eine systematische Erfassung und rechnerische Nachbildung hätten durchgeführt werden können. Mit einem entsprechend höheren Aufwand hätten zumindest Materialeigenschaften festgestellt und der zeitliche Verlauf von Verformungen immer aufgezeichnet werden können.

Andererseits geht es hier auch nicht um eine konkrete Vorhersage des Versagenszeitpunktes einer einzelnen Verbindung; vielmehr wird hier nur eine vergleichende Bewertung zwischen geprüften Verbindungen einerseits, und begrenzt modifizierten Verbindungen andererseits, verfolgt.

Somit spielt die Modellunsicherheit erst eine Rolle, wenn derartige Modifikationen geprüfter Verbindungen untersucht werden, für die mit anderen Modellunsicherheiten als bei den geprüften Verbindungen zu rechnen ist.

Desweiteren wird durch Nachrechnen verschiedenartiger geprüfter Stabdübelverbindungen der Versagenszustand auch hinsichtlich möglicher Streuungen eingegrenzt.

#### 4.2.2.2 Ausgangszustand

Der Ausgangszustand (=kalter Zustand) wird mit folgenden Kennwerten berechnet:

- Stahl:  $E_b = 210\ 000\ \text{N/mm}^2$ ;  $\beta_s = 360\ \text{N/mm}^2$
- Holz:  $E_b = 11\ 000\ \text{N/mm}^2$ ; BSH parallel zur Faser
- $E_b = 10\ 000\ \text{N/mm}^2$ ; VH parallel zur Faser
- $E_b = 300\ \text{N/mm}^2$ ; senkrecht zur Faser
- Bau-Furniersperrholz:  
 $E_b = 4\ 500\ \text{N/mm}^2$

Für die Bestimmung der Bettungsziffer  $K$  wurde zunächst nach /14/  

$$K = f(l/d) \cdot C \cdot d / \sqrt{l \cdot d} \quad \text{Gl. (4.5)}$$

wobei:

- $C = E_b / (1 - \mu_b) \approx E_b$
- $l =$  Länge des Verbindungsmittels
- $d =$  Durchmesser des Verbindungsmittels

gesetzt.

In /6/ faßt Ehlbeck die Ergebnisse verschiedener Untersuchungen zusammen, die zu unterschiedlichen Definitionen der Bettungsziffer  $K$  führen. Ein Vergleich dieser Untersuchungen mit den Ergebnissen aus Gl (4.5) bestätigt die Brauchbarkeit der Annahme von  $K$  nach /14/ für die hier verfolgte Zielsetzung. Es ist anzumerken, daß die Untersuchungen in /6/ an Nägeln (kleine Durchmesser) geführt worden sind, wobei offenbar strittig ist, ob  $K$  ( $\text{N/mm}^2$ ) oder  $K_0$  ( $\text{N/mm}^2$ ) abhängig von  $d_0$  ist.

Kuenzi nimmt an, daß die Bettungsziffer  $K$  ( $\text{N/mm}^2$ ) aus folgender Gleichung berechnet werden kann:

$$K = E_b \cdot (d_0 / h_0 \cdot t) \quad \text{Gl (4.6)}$$

wobei:

- $d_0$  Nageldurchmesser

$E_b$  Holz-E-Modul  
 $h_{eff}$  effektive Tiefe (= 1 inch 25.4mm)

Die Bilder (4.8), (4.9) und (4.10) zeigen einen Vergleich der Bettungsziffern nach Hirschfeld /14/ und nach Kuenzi für BSH, VH und Furniersperrholz, wenn die Kraft parallel zur Faser ist. Bild (4.11) zeigt den selben Vergleich für Kraft senkrecht zur Faser.

In den Bildern (4.8) - (4.11) beträgt der Unterschied der Bettungsziffern - für  $t \leq 30$  Min und  $l \geq 120$  mm - berechnet nach den Gleichungen (4.5) und (4.6) maximal 20%. Da aber für die hier verwendete Berechnungsmethode (Balken auf elastischer Bettung) die Bettungsziffer  $K$  nur mit der Potenz  $1/4$  miteinbezogen wird (siehe Gl (4.4), Berechnung der charakteristischen Länge  $L$ ), ist ihr Einfluß auf Schnittgrößen, Pressung und Biegelinie kleiner.

Bei Stahlstablängen von 120 und 150 mm wird die Bettungsziffer  $K$  berechnet nach Hirschfeld größer als  $K$  nach Kuenzi. Dies führt zu einer Überschätzung von  $F_{1,2}$ . Bei einer Stablänge von 200 mm wird  $F_{1,2}$  etwas unterschätzt.

Bild (4.8) Bettungsziffer  $K$  für BSH (Kraft parallel zur Faser)

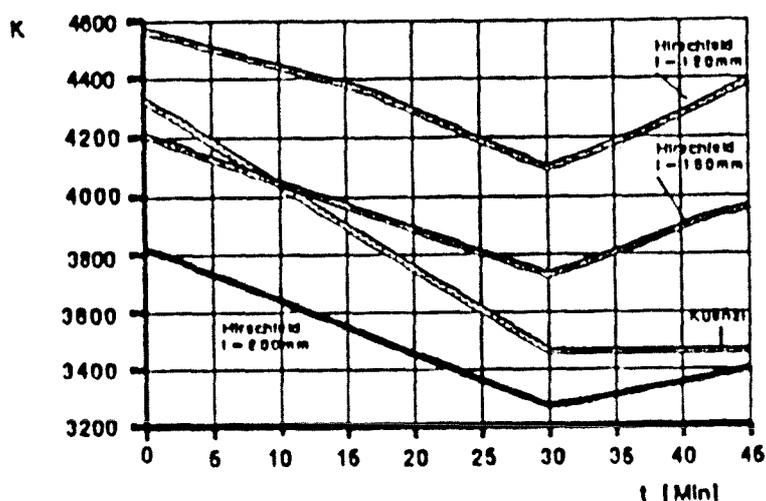


Bild (4.9) Bettungsziffer  $K$  für VH (Kraft parallel zur Faser)

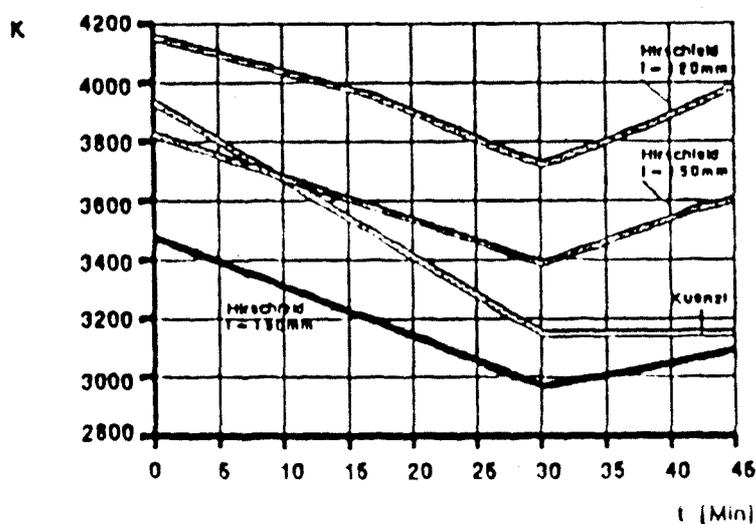


Bild (4.10) Bettungsziffer K für Bau-Furniersperrholz  
(Kraft parallel zur Faser)

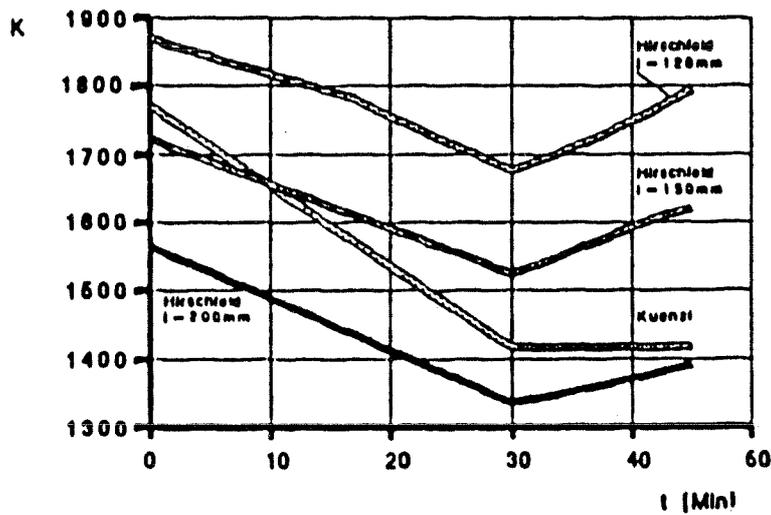
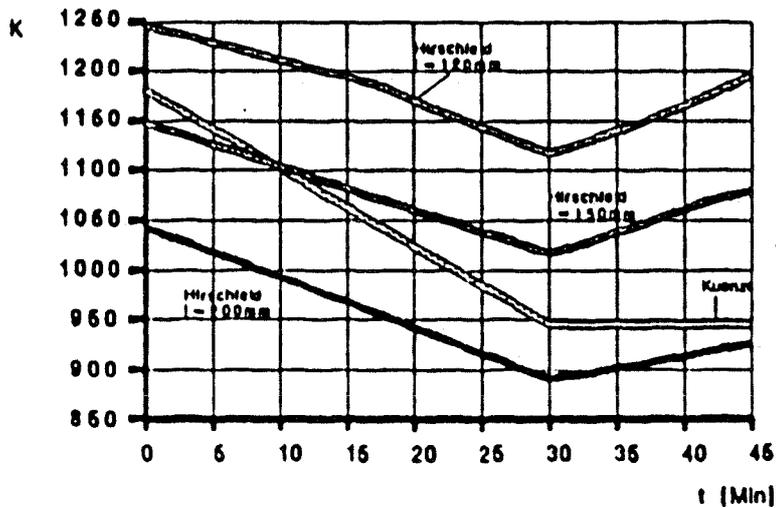


Bild (4.11) Bettungsziffer K für BSH und VH  
(Kraft senkrecht zur Faser)



Wilkinson definiert  $K_e$  ("elastic bearing constant") wie folgt:

$$K_e = E_b / h_e \quad (\text{N/mm}^2)$$

Gl (4.7)

Für die Zugstrebe (Kraft parallel zur Faser) gilt:

a.1) BSH:  $K_e = 11000 / 25.4 = 430 \text{ (N/mm}^2\text{)}$

b.1) VH:  $K_e = 10000 / 25.4 = 390 \text{ (N/mm}^2\text{)}$

c.1) Bau-Furniersperrholz:

$$K_e = 4500 / 25.4 = 180 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

Für den Träger (Kraft senkrecht zur Faser) gilt:

a.2) BSH:  $K_e = 300 / 25.4 = 12 \text{ (N/mm}^2\text{)}$

$$b.2) \text{ VH: } K_0 = 300/25.4 = 12 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

Ein Vergleich dieser Werte mit den entsprechenden Werten  $K_0$  ( $=K/d_0$ ) nach Hirschfeld wird nicht extra dargestellt, da er bis auf den Faktor  $1/d_0$  identisch mit den Bildern (4.8) - (4.11) ist.

Bei vorgebohrten Löcher gelten als Mittelwerte nach Wilkinson:

a.3) für Kraft parallel zur Faser

$$\begin{aligned} K_0 &= 870 \rho \text{ (N/mm}^2\text{)} \\ \text{mit } \rho &= 0.445 \text{ (g/cm}^3\text{)} \\ K_0 &= 390 \text{ (N/mm}^2\text{)} \end{aligned}$$

b.3) für Kraft senkrecht zur Faser

$$\begin{aligned} K_0 &= 350 \cdot \rho \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad *) \\ \text{mit } \rho &= 0.445 \text{ (g/cm}^3\text{)} \\ K_0 &= 150 \text{ (N/mm}^2\text{)} \end{aligned}$$

Tab. ( )  $K_0$  nach Hirschfeld und nach Wilkinson

	$d_0$ (mm)	l (mm)	$K_0$ Zugstrebe		$K_0$ Träger	
			BSH	VH	BSH	VH
		200	380	350	10.5	10.5
Hirschfeld	10	150	420	380	11.5	11.5
		120	460	415	12.5	12.5
Wilkinson Mittelwerte $\rho = 0.445$	-	-	390	390	150 (15) *)	150 (15) *)

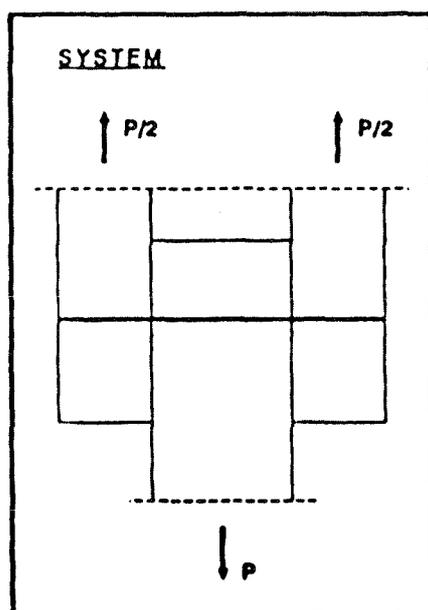
\*) Vergleicht man diese Werte mit denen unter a.2) bzw b.2), die auch nach der Definition für  $K_0$  nach Wilkinson gerechnet wurden (Gl. 4.7), so kann man erkennen, daß sich ihre Größenordnung um etwa eine Zehnerpotenz unterscheidet. Es ist daher denkbar, da die Gleichung b.3) (siehe Tabelle 7 in /6/) einen Dimensionsfehler enthält. Die Berechnung von  $K_0$  nach Hirschfeld würde diese Aussage unterstützen.

Tab. (4.2) zeigt, daß die ermittelten mittleren Bettungsziffern für die Zugstrebe (Kraft parallel zur Faser) nach Wilkinson sich nicht anders verhalten als die Werte aus Gl(4.6). Es gelten also auch hier die gleichen Überlegung bezüglich Schnittgrößen, Pressung, Biegelinie und  $F_{1,2}$ , wie bei dem Vergleich zwischen den Bettungsziffern nach Hirschfeld und Kuenzi.

Anders ist es bei dem Träger (Kraft senkrecht zur Faser). Der Unterschied zwischen den Bettungsziffern ist hier größer (maximal 30%, für den Fall daß, wie in der Tab. (4.2) eingedeutet wurde, einen Dimensionfehler vorhanden ist). Ein Unterschied von 30% beider Bettungsziffer führt für den Träger zu keinen maßgebenden Unterschieden bei den Schnittgrößen, Pressungen und Biegelinien.

Für das in Bild (4.12) skizzierte System wurden Parameter-Variationen durchgeführt um die Plausibilität der Ergebnisse zu überprüfen.

Bild (4.12) Basismodell für Parameteruntersuchungen



In den Bildern (4.13) sind für verschiedene Steifigkeiten von Stab und Bettung die entsprechenden Verläufe von  $m(x)$ ,  $q(x)$ ,  $w(x)$  und  $p(x)$  aufgetragen. Für ein gegebenes System genügen die charakteristische Längen  $L_{SH}$  und  $L_{MH}$  (bzw.  $L$  bei gleichen E-Moduli und Brettstärken von MH und SH),

$$L = (4 \cdot (EI)_s / K)^{1/4}$$

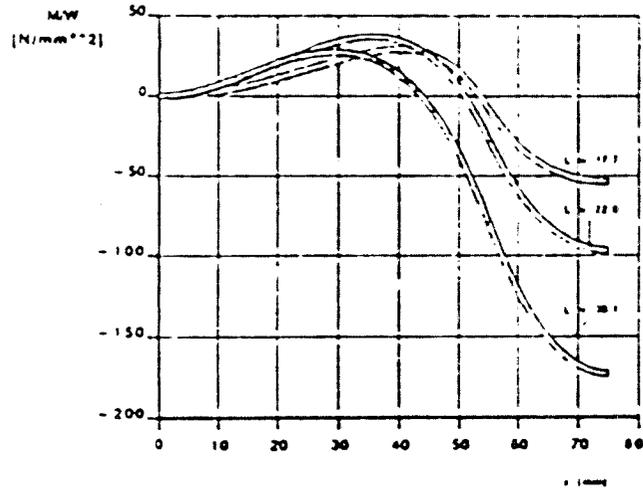
als Parameter für die Bestimmung des Schnittgrößen-Verlaufs. Mit zunehmender charakteristischer Länge werden asymptotisch die maximalen Schnittgrößen für den starren Stab erreicht ( $L \rightarrow \infty$ ). Umgekehrt verringern sich mit abnehmender charakteristischer Länge (z.B. abnehmende Biegesteifigkeit des Stabes) die Schnittgrößen.

Bezeichnet  $\max Q^*$  die Querkraft des starren Stabes an der Scherfläche (Fuge) und  $Q$  die entsprechende Querkraft für  $L \ll \infty$ , so ist

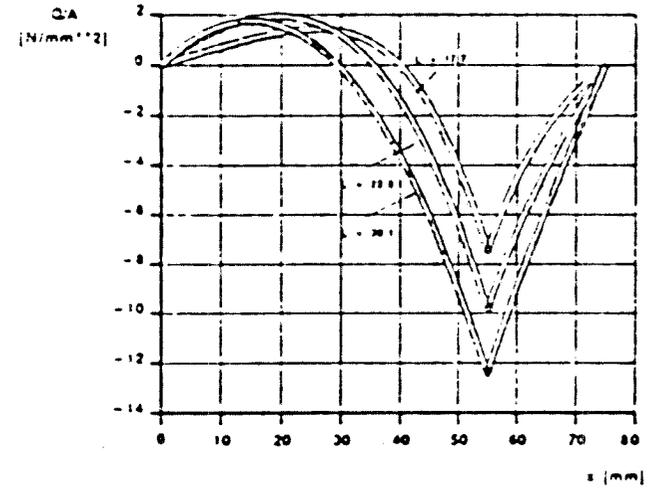
$$F_{1.4} = \max Q^* - Q$$

ein Maß für die "indirekte" Kraftübertragung der Verbindung. Für  $L \rightarrow \infty$  wird die gesamte Kraft ausschließlich über Querkräfte im Stab übertragen. Mit abnehmender charakteristischer Länge erfolgt die Kraftübertragung in zunehmendem Maße über Reibung in der Fuge ( $R_v$ ), Mantelreibung entlang des Stabes ( $R_s$ ), sowie Momente und Querkräfte in den angeschlossenen Bauteilen (siehe Bild (4.14)).

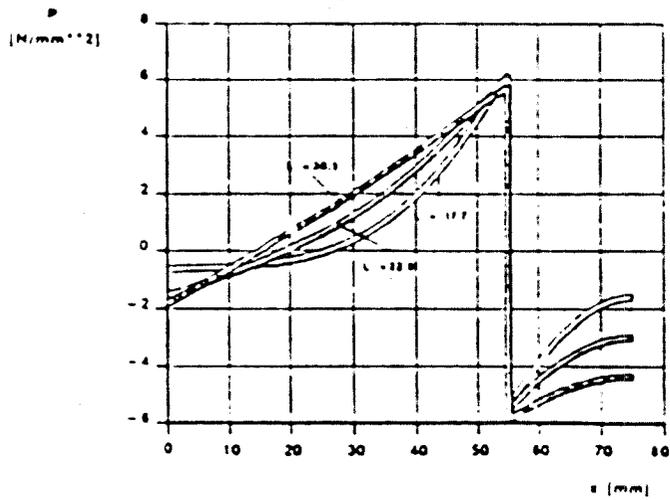
Einfluß der charakteristischen Länge auf den M/W-Verlauf (Bsp.: Bericht 811114)



Einfluß der charakteristischen Länge auf den Q/A-Verlauf (Bsp.: Bericht 811114)



Einfluß der charakteristischen Länge auf die Pressung (Bsp.: Bericht 811114)



Einfluß der charakteristischen Länge auf die Biegelinie (Bsp.: Bericht 811114)

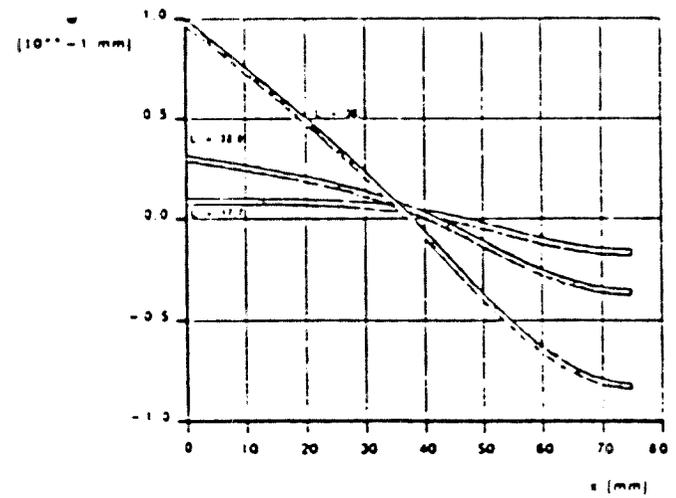
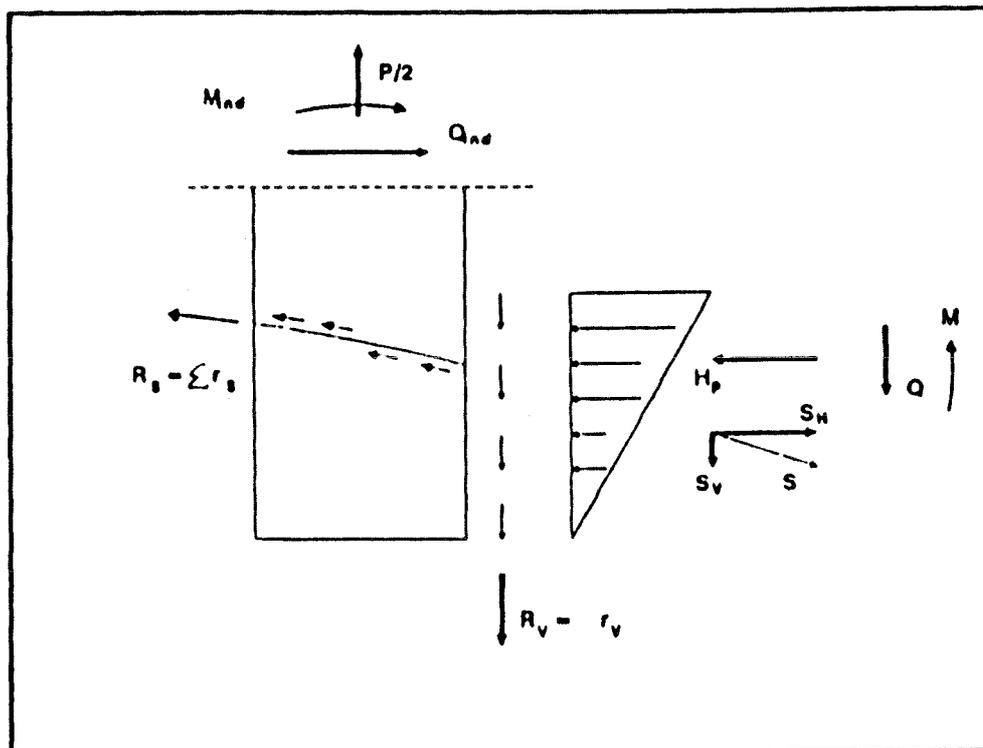


Bild (4.13)

den Anschlußdetails ab.

Bild (4.14) Kraftaufteilung in einer Stabdübelverbindung



Systeme mit unterschiedlichen Holzdicken können anhand der bezogenen charakteristischen Länge  $L/l$  bzw.  $L_{EH}/a_s$  und  $L_{MH}/a_s$  verglichen werden.

Anzumerken ist, daß die kleinste bezogene charakteristische Länge, die nach DIN 1052 "zulässig" ist, mit den hier angenommenen Kenngrößen  $L/l = 0.3$  mm beträgt. Für  $a_{EH} = 46.3$  mm und  $a_{MH} = 60$  mm bei  $\phi 10$  erhält man  $F_{1.4} = 0.33 \max Q^*$ . Für eine Verdoppelung der Seitenholzabmessung auf  $a_{EH} = 92.6$  mm bei gleichbleibender Belastung wird  $F_{1.4} = 0.22 \max Q^*$ .

#### 4.2.3 Beanspruchungszustände bei Brandbeanspruchung

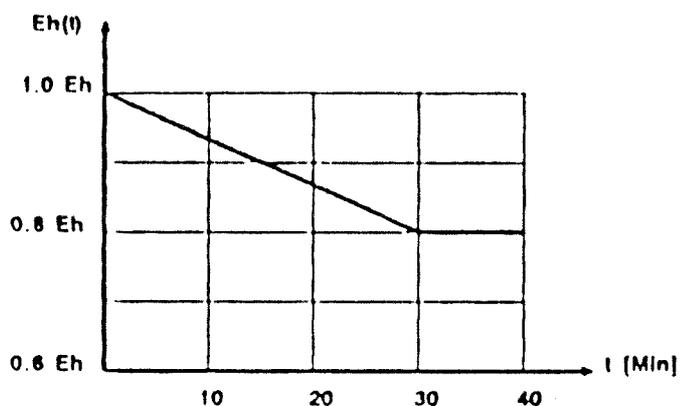
Für das Tragverhalten während des Brandverlaufes wird von folgenden Modellannahmen ausgegangen:

- Stahl : Temperaturabhängigkeit des E-Moduls und der Fließgrenze gemäß den EKS-Empfehlungen /7/
- Holz:  $E_h(t) = 0.8$  für  $t \geq 30$  Min.; bis 30 Min. linear bis auf  $0.8 \cdot E_h$  abnehmend (Siehe Bild (4.15)).

Betrachtet man den Abbrand zunächst ohne Temperatureinfluß, so erhöhen sich die Beanspruchungen aufgrund der verkürzten

Bettungslänge (siehe Bild (4.16)).

Bild (4.15) Temperaturabhängigkeit des  $E_h$ -Moduls



Bei Berücksichtigung des Temperatureinflusses verringern sich ab einem bestimmten Zeitpunkt die Schnittgrößen, und zwar dann wenn die Biegesteifigkeit des Stabes stärker abnimmt als die Verkürzung der Bettungslänge und die Abnahme der Bettungsziffer (siehe Bild (4.17)).

Der Einfluß unterschiedlicher Stahltemperaturen zum Zeitpunkt  $t = 30$  Min. auf den Beanspruchungszustand ist in Bild (4.18) dargestellt.

Somit ist folgende tendenzielle Schlußfolgerung möglich: Mit zunehmender Erwärmung des Stahles sinkt die Biegesteifigkeit des Stabes; mit abnehmender Biegesteifigkeit verringern sich die Schnittgrößen bei zunehmendem Anteil der indirekt zu übertragenden Kraft. Sofern die Schnittgrößen "schnell" genug abnehmen, bleiben die Stahlspannungen ohnehin unterhalb der (abnehmenden) Fließspannungen. Wird lokal die Fließspannung überschritten, bewirkt die örtliche Plastifizierung eine weitere Abnahme der Biegesteifigkeit und mithin Abfall der Biegemomente - das bedeutet, der Stab "entzieht" sich einer Fließzonenbildung, da jede beginnende Plastifizierung zwangsläufig die Stabbeanspruchung reduziert.

Bei den Versuchen (bei denen kein Bruch im Holz beobachtet wurde) beschreiben die Prüfberichte das Verhalten beim Versagen als "Herausziehen" z.B. von Zugstreben aus Laschen. Das bedeutet: die Möglichkeit der indirekten Kraftübertragung sind erschöpft:

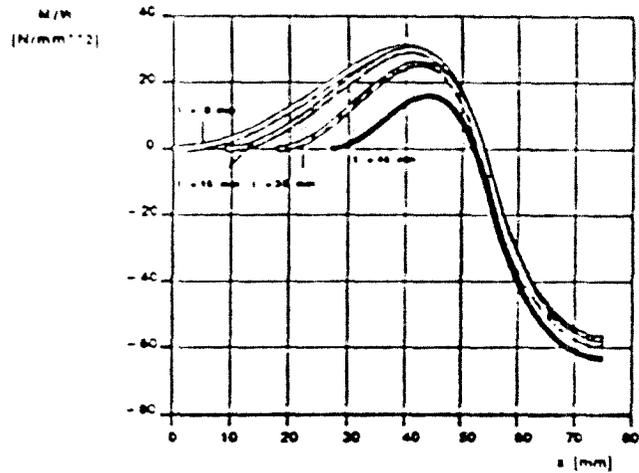
$$F_{\text{ind}} = \max Q^* - Q(t) > R_{\text{ind}}(t)$$

wobei

$\max Q^*$	Querkraft an der Scherfuge bei starrem Stab
$Q(t)$	Querkraft an der Scherfuge u.B. temperatur- und somit zeitabhängiger Stabsteifigkeit
$R_{\text{ind}}(t)$	indirekt übertragbare Kraft der Verbindung

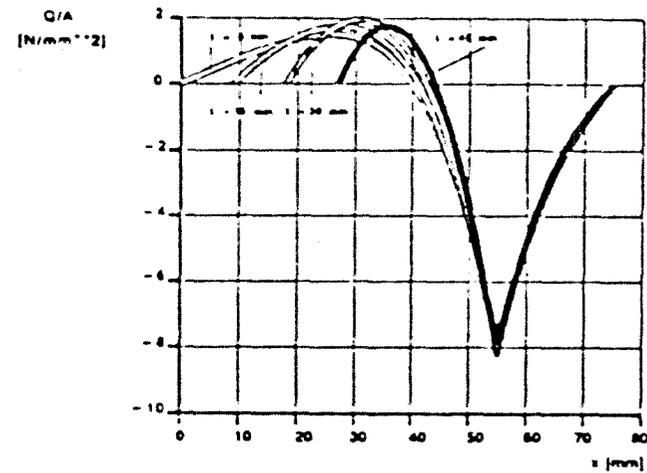
Einfluss des Abbrandes auf den M/W - Verlauf

Bsp.: Berichtnr. 811114



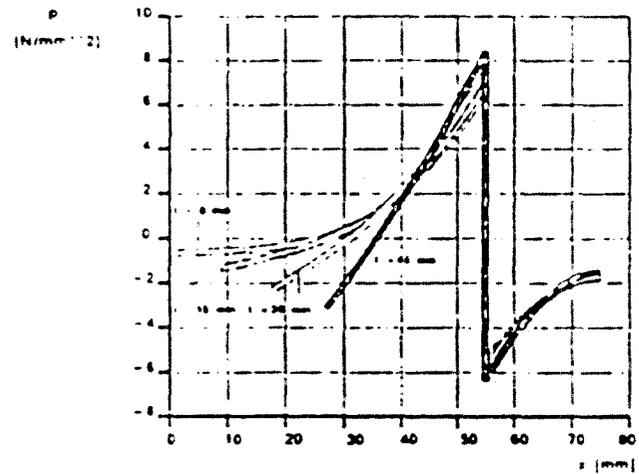
Einfluss des Abbrandes auf den Q/A - Verlauf

Bsp.: Berichtnr. 811114



Einfluss des Abbrandes auf die Pressung

Bsp.: Berichtnr. 811114



Einfluss des Abbrandes auf die Biegelinie

Bsp.: Berichtnr. 811114

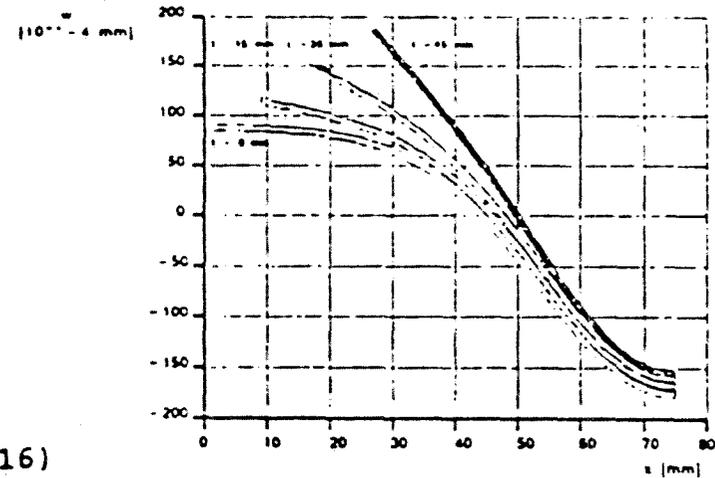
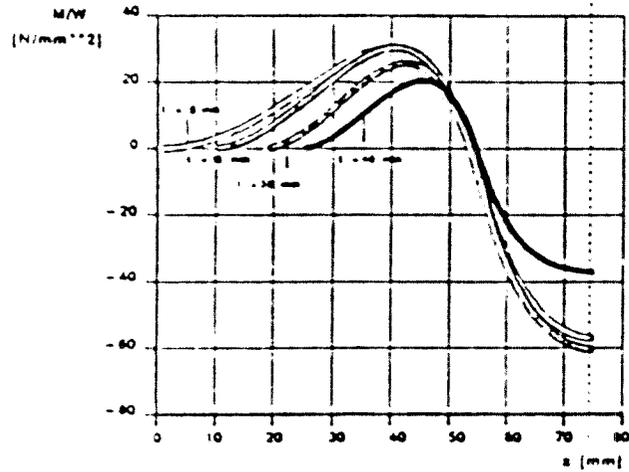


Bild (4.16)

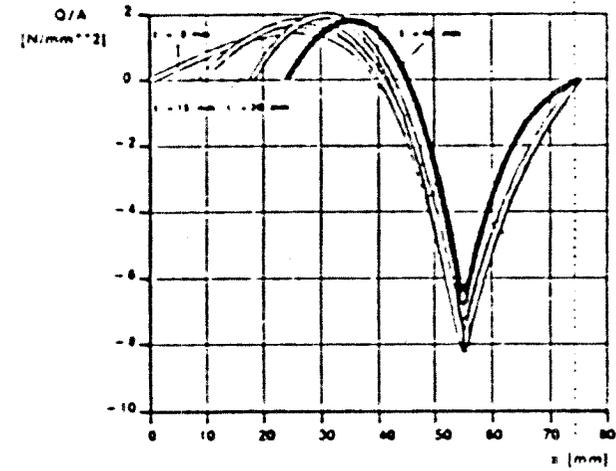
Einfluss der Temperatur und des Abbrandes  
auf den M/W-Verlauf

Bsp.: Berichtnr. 811114



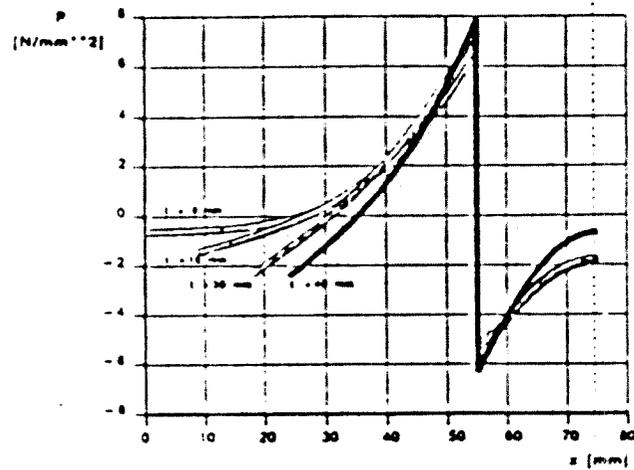
Einfluss der Temperatur und des Abbrandes  
auf den Q/A-Verlauf

Bsp.: Berichtnr. 811114



Einfluss der Temperatur und des Abbrandes  
auf die Pressung

Bsp.: Berichtnr. 811114



Einfluss der Temperatur und des Abbrandes  
auf die Biegelinie

Bsp.: Berichtnr. 811114

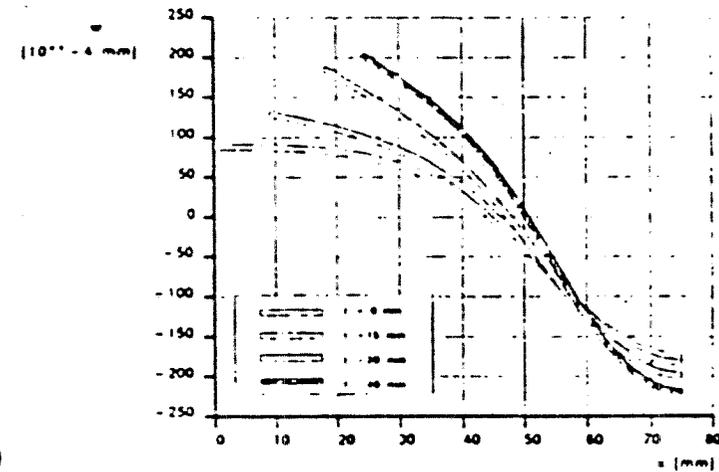
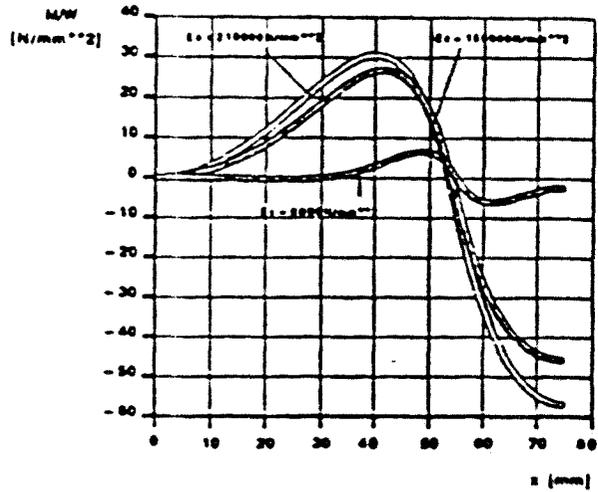
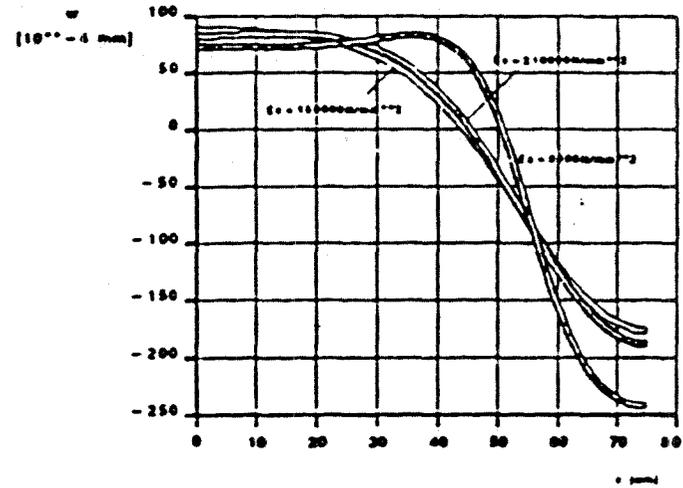


Bild (4.17)

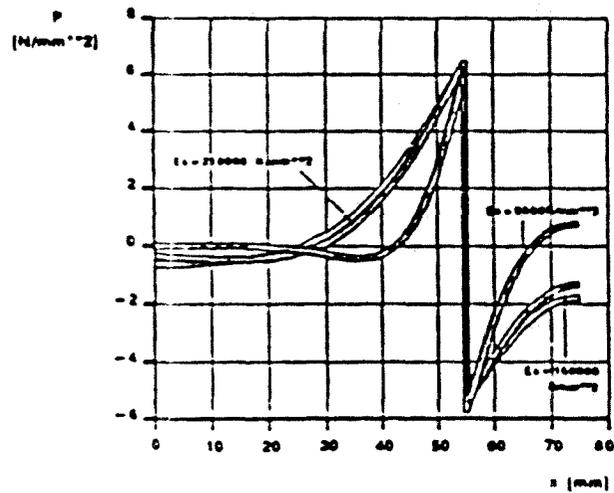
Einfluß des Stahl-E-Moduls auf  
den M/W-Verlauf (Bsp.: Bericht 811114)



Einfluß des Stahl-E-Moduls auf  
die Biegelinie (Bsp.: Bericht 811114)



Einfluß des Stahl-E-Moduls auf  
die Pressung (Bsp.: Bericht 811114)



Einfluß des Stahl-E-Moduls auf  
den Q/A-Verlauf (Bsp.: Bericht 811114)

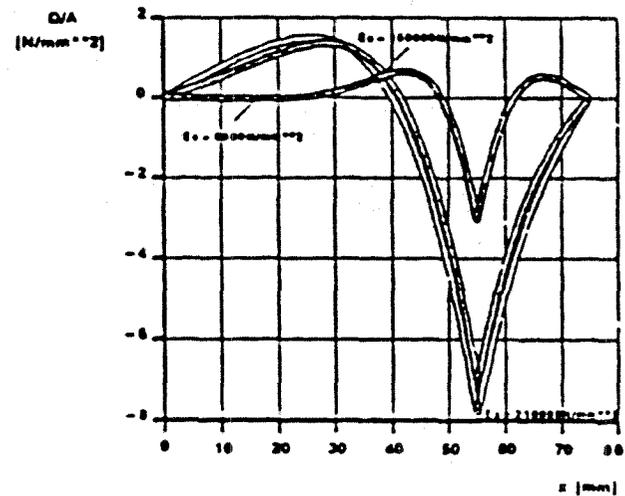


Bild (4.18)

### 4.3 Nachrechnung der Prüfungen und Varianten

Im folgenden werden die geprüften Versionen dargestellt und nachgerechnet.

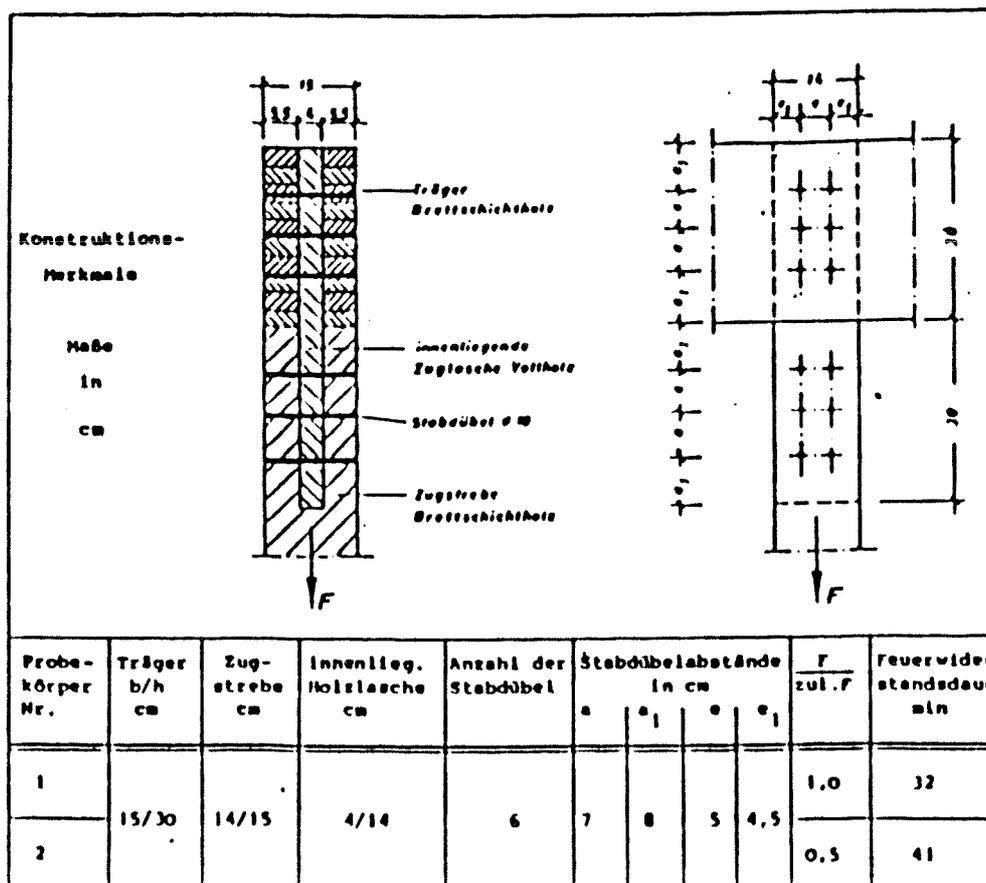
Im Anschluß daran werden jeweils Varianten untersucht, für die die Modellunsicherheit in der Berechnung als vergleichbar zu den Unsicherheiten bei der Nachrechnung der geprüften Anschlüsse erachtet werden. Die Varianten werden hinsichtlich ihrer Beanspruchungszustände mit den geprüften Anschlüssen zum Versagezeitpunkt verglichen.

Sind die Beanspruchungen der Varianten günstiger oder gleich denen der geprüften Anschlüsse, gilt die Variante als gleichwertig mit dem geprüften Anschluß. Sind die Varianten ungünstiger, sind Einschränkungen für die Anwendung erforderlich.

#### 4.3.1 Stabdübelverbindung mit innenliegenden Zuglasche aus Vollholz

(Untersuchungsberichtnr. 81 1114)

Die Probekörper bestanden jeweils aus einem Träger aus Brett-schichtholz der Gkl. I und einer Zugstrebe, ebenfalls aus Brett-schichtholz der Gkl. I. Die Zugstrebe war jeweils rechtwinklig unter dem Träger mittels einer innenliegenden Zuglasche aus Vollholz befestigt. Beide Hölzer waren durch die innenliegende Holzlasche und nach Vorbohrung durch jeweils 6 Stabdübel,  $d = 10$  mm, verbunden.



Beim Versagen der Probekörper zog sich jeweils die gabelförmig ausgebildete Zugstrebe aus der Verbindung mit der innenliegenden Lasche heraus. Die Lasche im Träger blieb jeweils weitgehend unbeschädigt.

### Prüfbericht 81114 - Zugstrebe

l = 150 mm  
6 ∅ 10

SH: 55.0 mm  
MH: 40.0 mm

#### Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz  
 $P = 2 * 6 * 5.5 * 55.0 * 10 = 36\ 300\ \text{N}$   
 $P = 2 * 6 * 33 * 10^2 = 39\ 600\ \text{N}$

MH: Vollholz  
 $P = 6 * 8.5 * 40.0 * 10 = 20\ 400\ \text{N}$   
 $P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600\ \text{N}$

maßgebend: Lochleibung MH

zulP = 20 400 N

prüfP<sub>1</sub> = 20 400 N = 1.0 zulP (Versuch 1)  
 prüfP<sub>2</sub> = 10 200 N = 0.5 zulP (Versuch 2)

l/d = 15      a<sub>s</sub>/d = 5.5      a<sub>s,1</sub>/d = 3.6      a<sub>s</sub>/d = 4.0  
 (t<sub>1</sub> = 32 Min)  
 a<sub>m</sub>/a<sub>s</sub> = 0.73

#### Verhalten bei Prüfung:

Versuch 1: 1.0 \* zulP      ———>      Herausziehen nach 32 Min  
 Versuch 2: 0.5 \* zulP      ———>      Herausziehen nach 41 Min

### Nachrechnen der Prüfung

Die Biegemomente und Querkräfte nehmen zunächst geringfügig zu; d.h. das Tragverhalten des Stabes wird aufgrund der Verkürzung der Bettungslänge etwas starrer, und die indirekt zu übertragenden Kräfte nehmen ab. Nach etwa 35 Minuten überwiegt der Temperatureinfluß: Biegemomente und Querkräfte nehmen ab bei zunehmenden indirekt zu übertragenden Kräften.



Zur Sicherung der indirekt übertragbaren Kräfte und der Pressung ist ggf.  $a_s$  zu begrenzen.

### Variante 811114/Z2 und Z3

Statt 6  $\varnothing$  10 werden 3  $\varnothing$  20 und 9  $\varnothing$  6.67 (nach DIN 1052 nicht zulässig) untersucht. Für beide Fälle ist ebenfalls Lochleibungspressung im Mittelholz maßgebend:

### Variante 83168/Z2

l = 150 mm  
3  $\varnothing$  20

SH: 55.0 mm  
MH: 40.0 mm

### Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz  
 $P = 2 * 3 * 5.5 * 55.0 * 20 = 36\ 300\ \text{N}$   
 $P = 2 * 3 * 33 * 20^2 = 79\ 200\ \text{N}$

MH: Vollholz  
 $P = 3 * 8.5 * 40.0 * 20 = 20\ 400\ \text{N}$   
 $P = 3 * 51 * 20^2 = 61\ 200\ \text{N}$

maßgebend: Lochleibung MH

$$P = \text{zul}P = 20\ 400\ \text{N}$$

$l/d = 7.5$        $a_s/d = 2.8$        $a_{s,1}/d = 1.8$        $a_s/d = 2.0$   
 ( $t = 32\ \text{Min}$ )  
 $a_{s,1}/a_s = 0.73$

### Variante 83168/Z3

l = 150 mm  
9  $\varnothing$  6.67

SH: 55.0 mm  
MH: 40.0 mm

### Zulässige Belastung:



MH: 53.34 mm

Zulässige Belastung:

SH: brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 2 * 6 * 5.5 * 73.33 * 10 = 48\ 400\ \text{N}$$

$$P = 2 * 6 * 33 * 10^2 = 39\ 600\ \text{N}$$

MH: Vollholz

$$P = 6 * 8.5 * 53.34 * 10 = 27\ 200\ \text{N}$$

$$P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600\ \text{N}$$

maßgebend: Lochleibung MH

$$P = \text{zul}P = 27\ 200\ \text{N}$$

$$l/d = 20$$

$$a_s/d = 7.3$$

$$a_{s,t}/d = 5.4$$

$$a_n/d = 5.3$$

$$(t = 32\ \text{Min})$$

$$a_n/a_s = 0.73$$

Variante 811114/Z5

$$l = 120\ \text{mm}$$

$$6 \ \# \ 10$$

SH: 44.0 mm

MH: 32.0 mm

Zulässige Belastung:

SH: brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 2 * 6 * 5.5 * 44.0 * 10 = 29\ 040\ \text{N}$$

$$P = 2 * 6 * 33 * 10^2 = 39\ 600\ \text{N}$$

MH: Vollholz

$$P = 6 * 8.5 * 32.0 * 10 = 16\ 320\ \text{N}$$

$$P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600\ \text{N}$$

maßgebend: Lochleibung MH

$$P = \text{zul}P = 16\ 320\ \text{N}$$

$$l/d = 12$$

$$a_s/d = 4.4$$

$$a_{s,t}/d = 2.5$$

$$a_n/d = 3.2$$

$$(t = 32\ \text{Min})$$

$$a_n/a_s = 0.73$$

Die unterschiedlichen Stablängen bewirken eine unterschiedliche Erwärmung und somit eine stärkere Abminderung der Biegesteifigkeit bei Z5 und eine entsprechend geringere Abminderung bei Z4. Dieser Effekt überlagert die Auswirkung einer entsprechenden Verminderung bzw. Erhöhung der Stabschlankheit, so daß Z5 noch das Tragverhalten eines schlanken Stabes aufweist.

Die maximalen Biegemomente und Querkräfte verändern sich nur wenig, ebenso die Pressungen.

Ein Vergleich dieser Variante Z5 ( $P = \text{zul}P$ ; MH = Vollholz) mit der geprüften Version 83168 ( $P = 1.25 * \text{zul}P$ ; MH = Sperrholz) zeigt für diese Variante

- Biegemomente und Querkräfte, die kleiner als 1/1.25-fachen Werte von 83168 sind,
- Pressungen, die ebenfalls kleiner als die 1/1.25-fachen Werte von 83168 sind,
- indirekt zu übertragende Kräfte
  - $F_{ind} = 6 * 800 \text{ N}$  im Vergleich zu
  - $F_{ind} = 6 * 730 \text{ N}$  bei 83168 für  $P = 1.25 * \text{zul}P$
  - bzw.  $= 6 * 588 \text{ N}$  für  $P = 1.0 * \text{zul}P$

D.h. aufgrund des geringeren E-Moduls von Sperrholz und des somit starrereren Tragverhaltens des Stabes betragen die indirekt zu übertragenden Kräfte bei 83168 75% von denen bei Z5; ein Versagen aufgrund von Herausziehen ist daher bei Z5 von 81114 eher zu erwarten als bei der geprüften Version 83168.

Die indirekt zu übertragenden Kräfte erhöhen sich bei Z4 um etwa das 1.6-fache (bei 1.33-facher Belastung) bei allerdings auch etwas größeren Übertragbaren Kräften.

Dennoch muß davon ausgegangen werden, daß der günstige Einfluß einer Verlängerung der Stablänge hinsichtlich der Temperatur nicht ganz ausreicht, um die ungünstigere Stabschlankheit auszugleichen. Eine Begrenzung der Stabschlankheit scheint angebracht.

#### Variante 81114/Z6

Bei gleichbleibender Stablänge (150 mm) wird das MH verbreitert und das SH verkürzt, so daß es zur optimalen Ausnutzung des Stabdübels ( $\varnothing 10$ ) kommt.

l = 150 mm

6  $\varnothing$  10

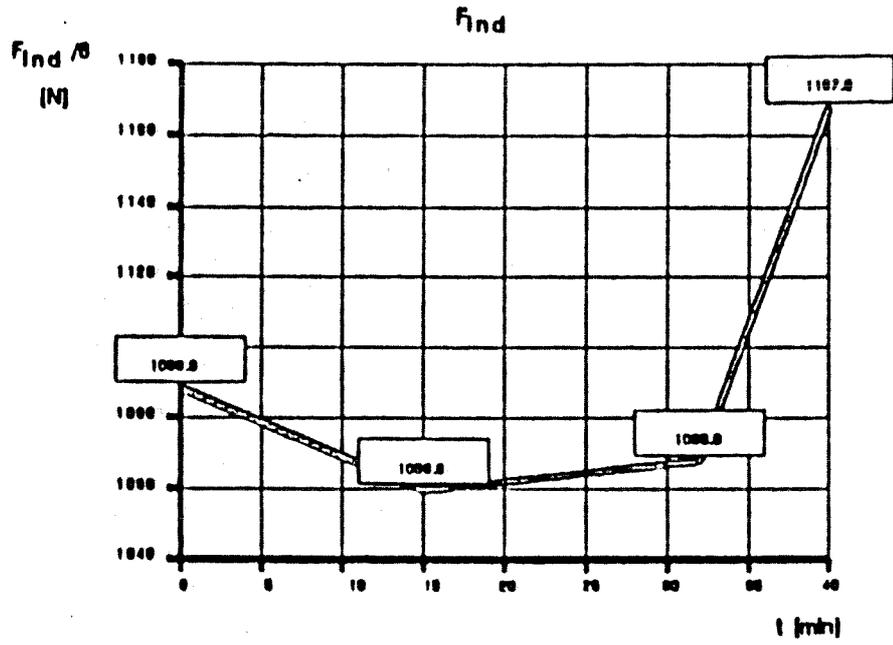
SH: 45.0 mm

MH: 60.0 mm

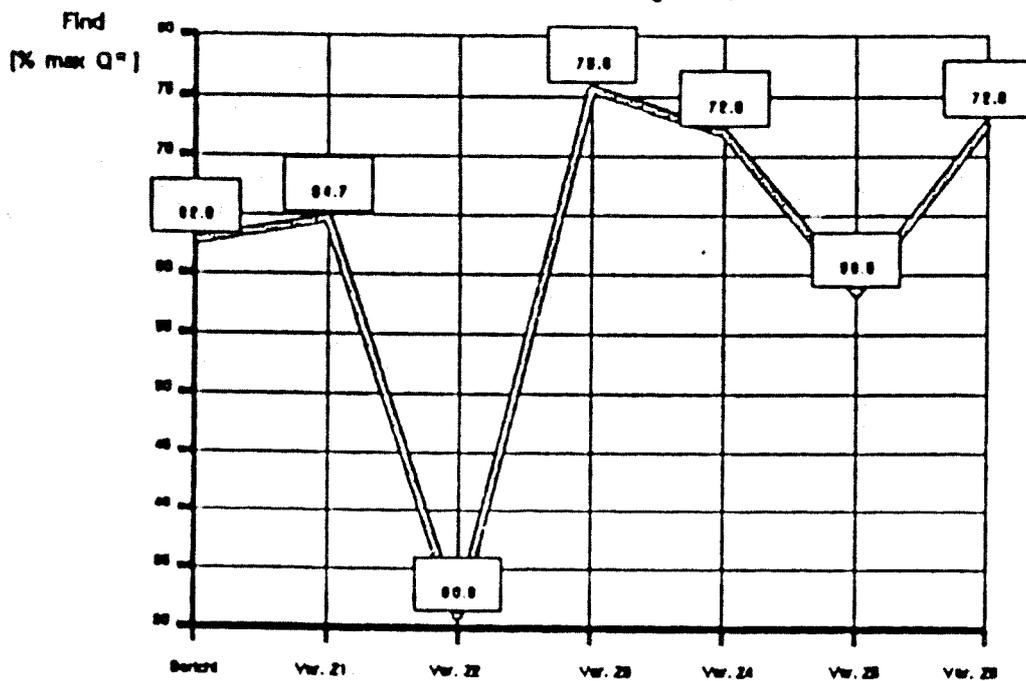
Zulässige Belastung:



Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P=20400N

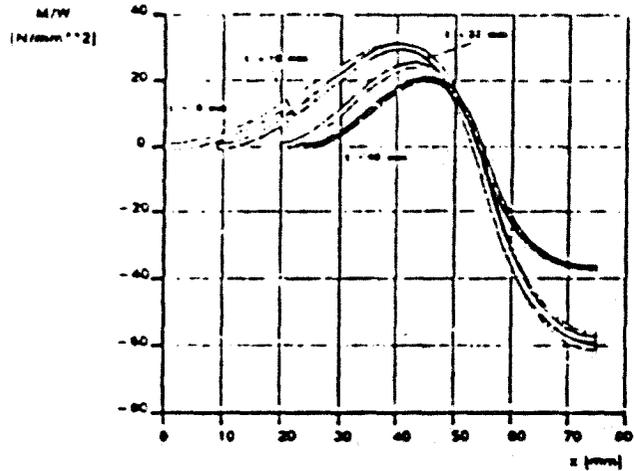


Berichtnr. 811114; Zugstrebe; t=32Min



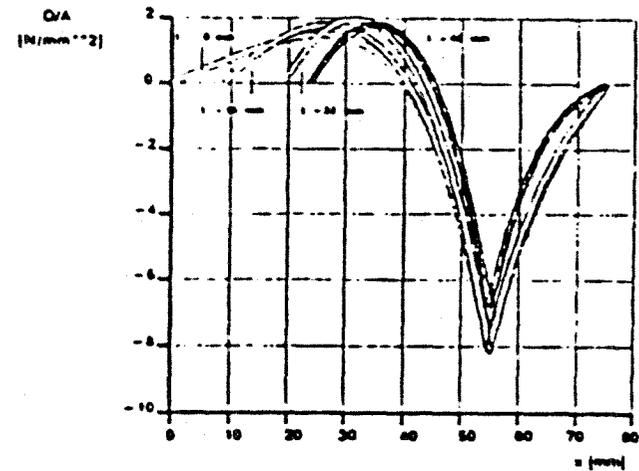
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P = 20400N

M/W - Verlauf



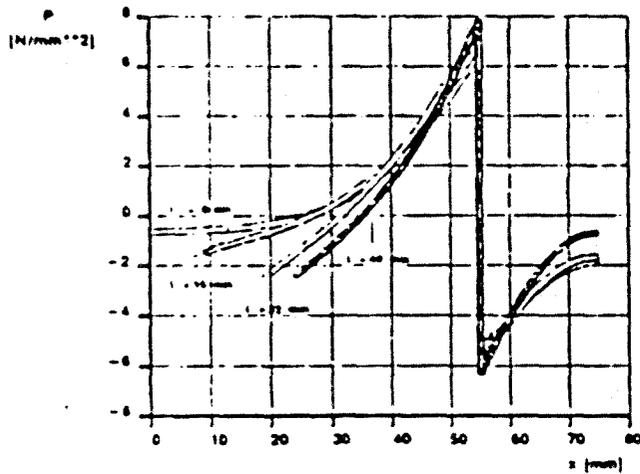
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P = 20400N

Q/A - Verlauf



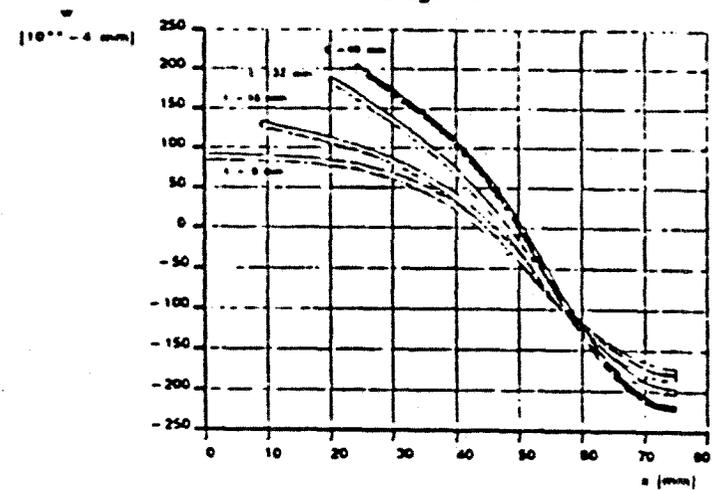
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P = 20400N

Pressung



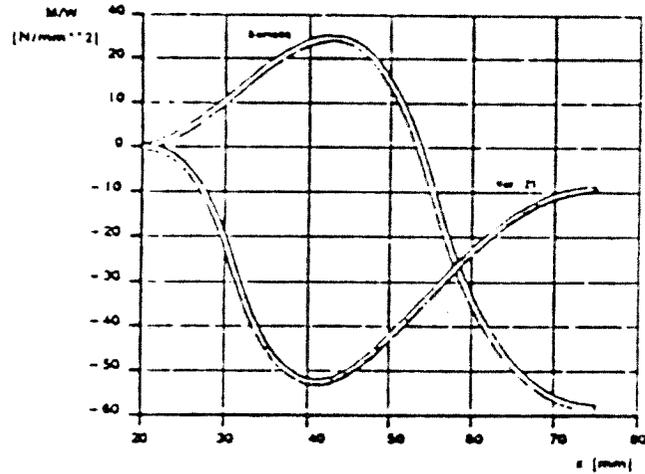
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P = 20400N

Biegelinie



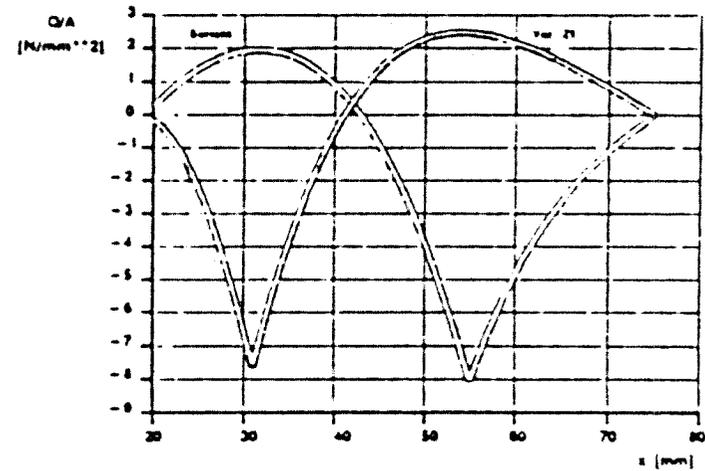
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P = 20400N  
 1. Vergleich: Bericht, Var. Z1

M/W - Verlauf



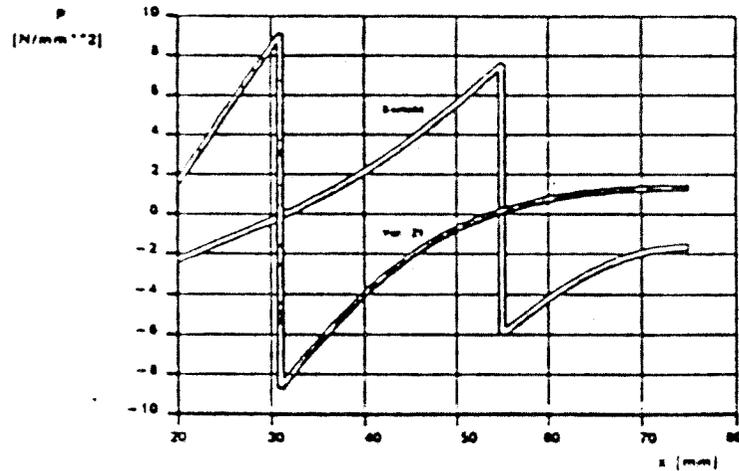
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P = 20400N  
 1. Vergleich: Bericht, Var. Z1

Q/A - Verlauf



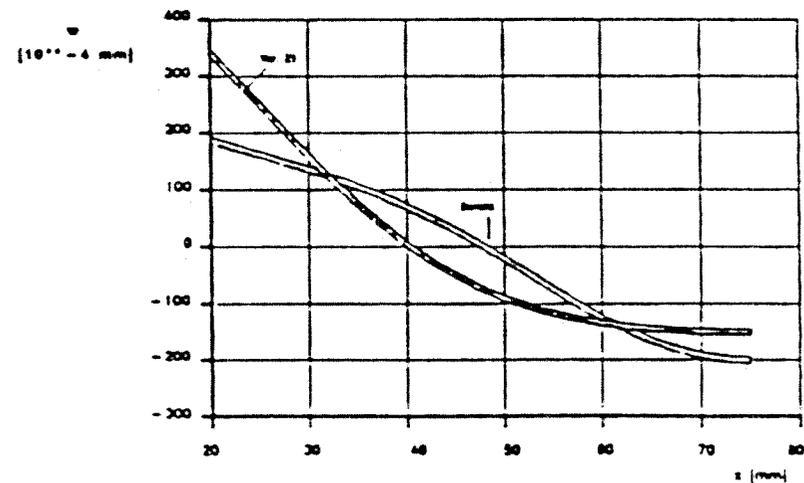
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P = 20400N  
 1. Vergleich: Bericht, Var. Z1

Pressung



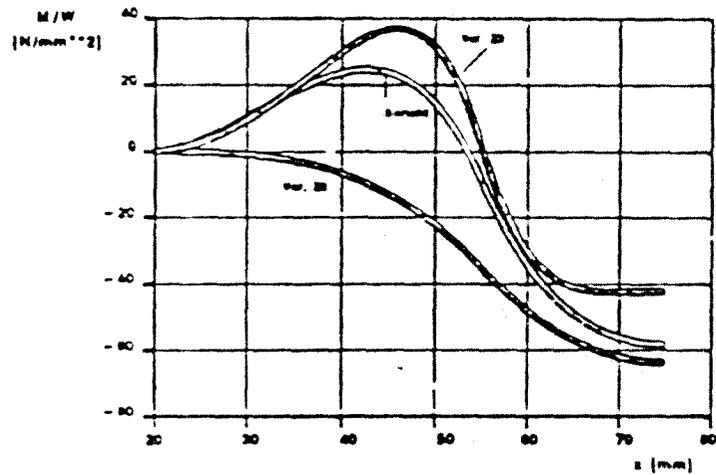
Bericht. 811114; Zugstrebe; P = 20400N  
 1. Vergleich: Bericht, Var. Z1

Biegelinie



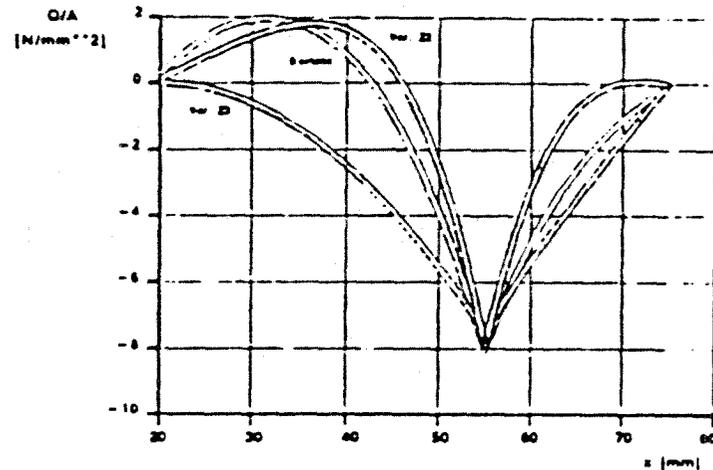
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P = 20400N  
 2. Vergleich: Bericht, Var. Z2, Var. Z3

M/W - Verlauf



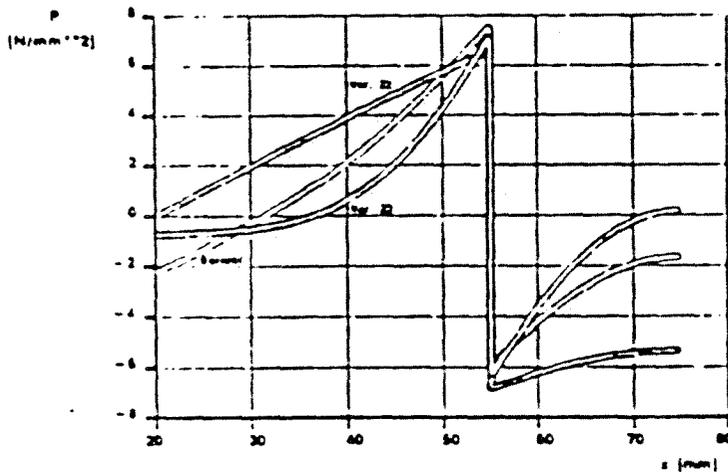
Berichtnr 811114; Zugstrebe, P = 20400N  
 2. Vergleich: Bericht, Var. Z2, Var. Z3

Q/A - Verlauf



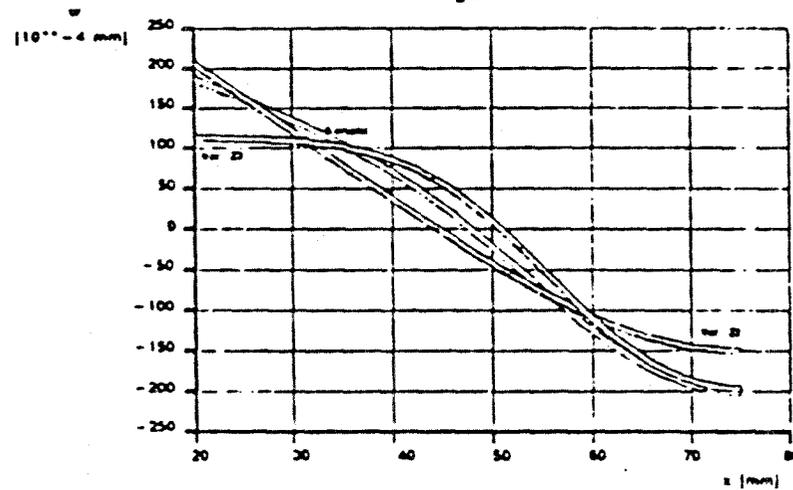
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P = 20400N  
 2. Vergleich: Bericht, Var. 2, Var. 3

Pressung



Berichtnr. 811114; Zugstrebe; P = 20400N  
 2. Vergleich: Bericht, Var. Z2, Var. Z3

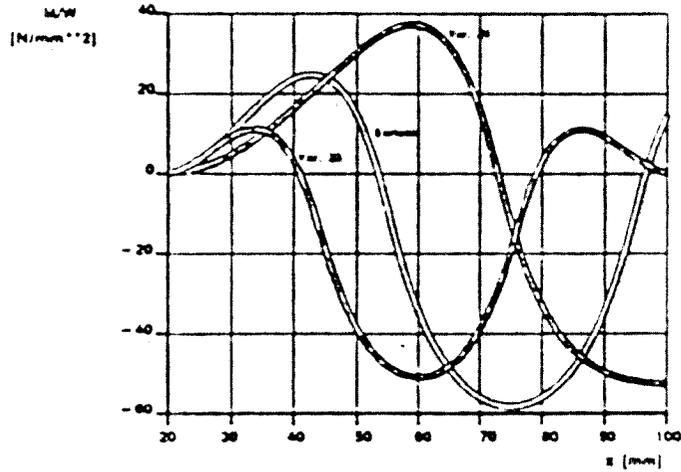
Biegelinie



Berichtnr. 811114; Zugstrebe; t=32min

3. Vergleich: Bericht, Var. Z4, Var.Z5

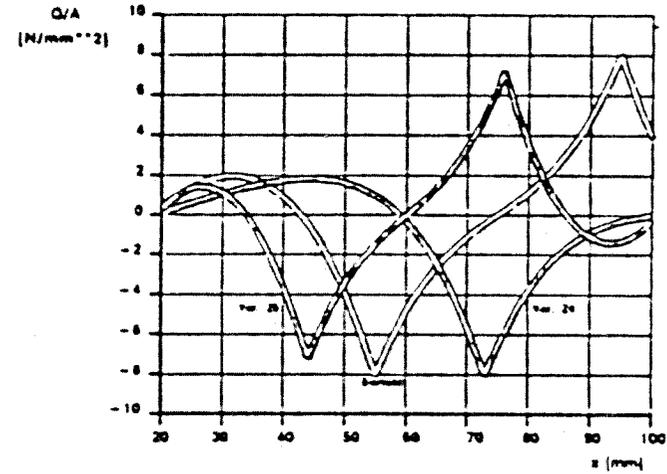
M/W - Verlauf



Berichtnr. 811114; Zugstrebe; t=32min

3. Vergleich: Bericht, Var. Z4, Var. Z5

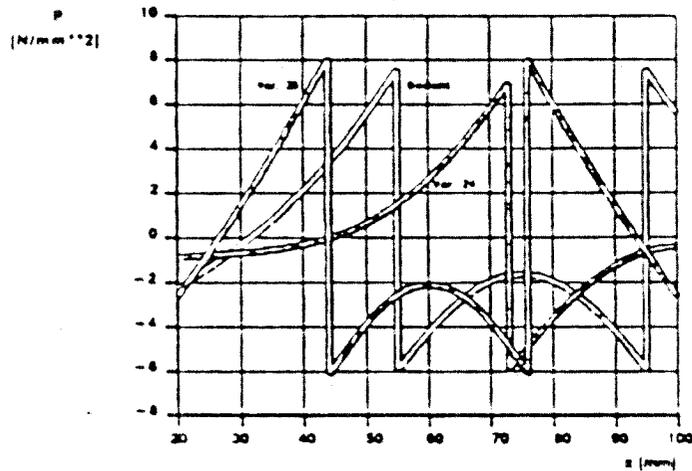
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 811114; Zugstrebe; t=32min

3. Vergleich: Bericht, Var. Z4, Var. Z5

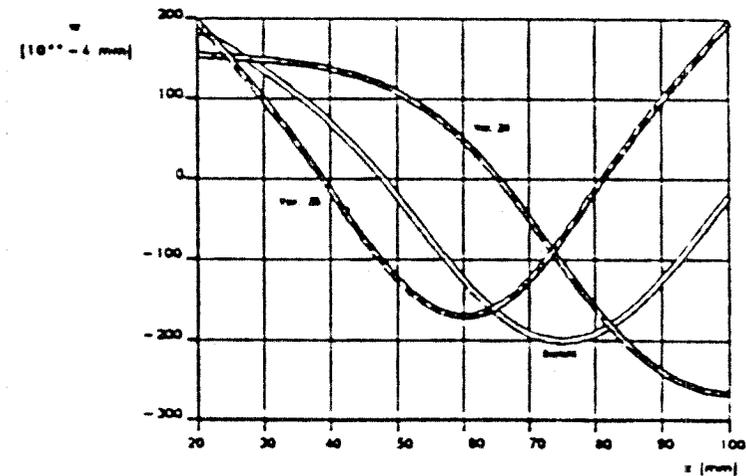
Pressung



Berichtnr. 811114; Zugstrebe; t=32min

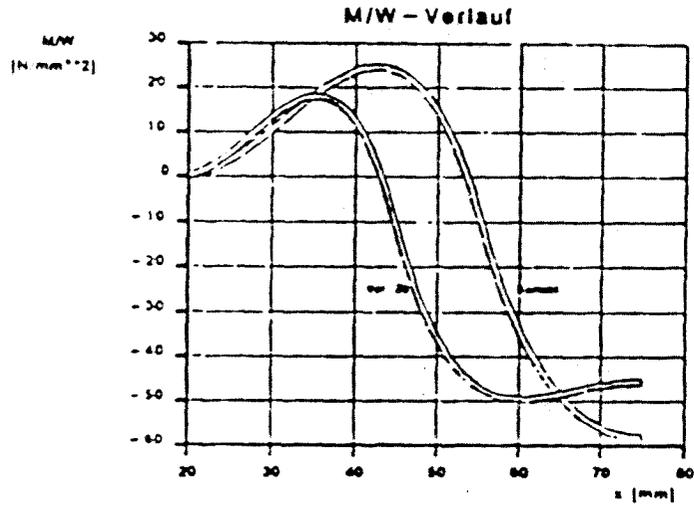
3. Vergleich: Bericht, Var. Z4, Var. Z5

Biegelinie



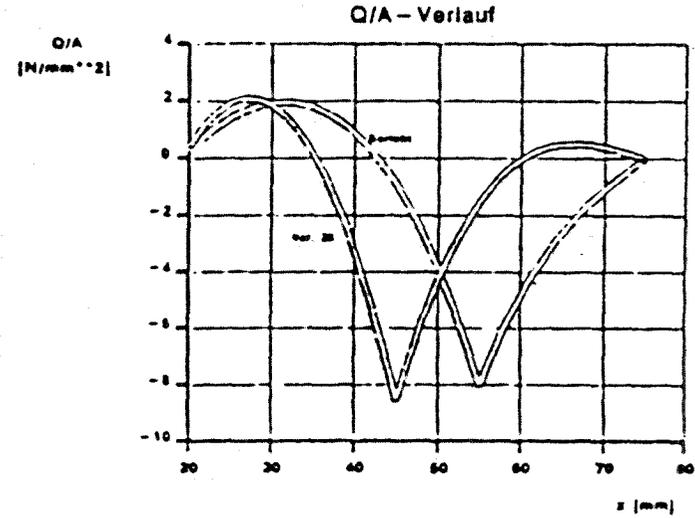
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; t=32Min

Vergleich: Bericht, Var. Z6



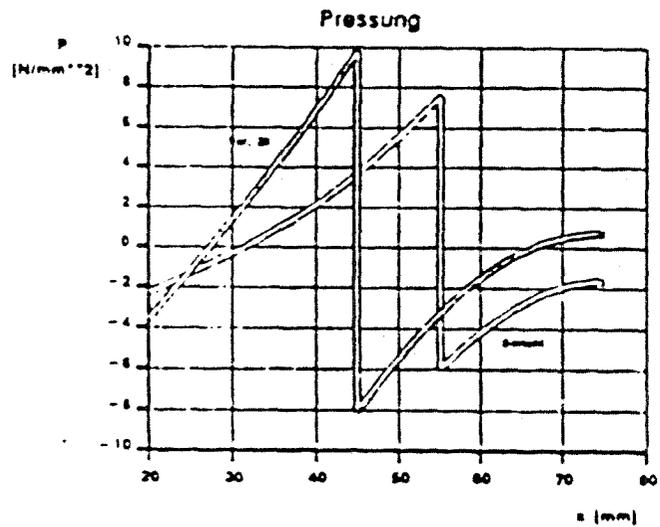
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; t=32Min

Vergleich: Bericht, Var. Z6



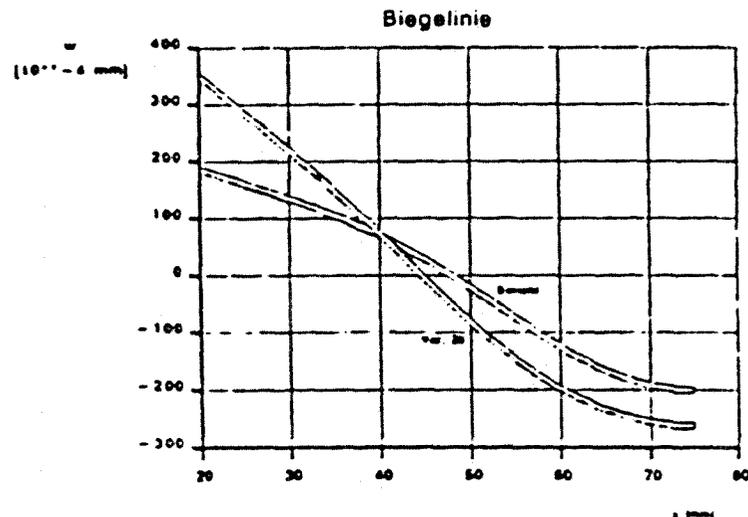
Berichtnr. 811114; Zugstrebe; t=32Min

Vergleich: Bericht, Var. Z6



Berichtnr. 811114; Zugstrebe; t=32Min

Vergleich: Bericht, Var. Z6



Prüfbericht 811114 - Traeger

l = 150 mm  
6  $\phi$  10

SH: 55.0 mm  
MH: 40.0 mm

**Zulässige Belastung:**

SH: brettschichtverleimtes Holz  
 $P = 0.75 * 2 * 6 * 5.5 * 55.0 * 10 = 27\ 230\ N$   
 $P = 0.75 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 29\ 700\ N$

MH: Vollholz  
 $P = 6 * 8.5 * 40.0 * 10 = 20\ 400\ N$   
 $P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600\ N$

maßgebend: Lochleibung MH

zulP = 20 400 N

prüfP<sub>1</sub> = 20 400 N = 1.0 zulP  
 prüfP<sub>2</sub> = 10 200 N = 0.5 zulP

Versuch 1  
 Versuch 1

l/d = 15      a<sub>s</sub>/d = 5.5  
 a<sub>m</sub>/a<sub>s</sub> = 0.73

a<sub>s,1</sub>/d = 3.6      a<sub>m</sub>/d = 4.0  
 (t = 32 Min)

**Verhalten bei Prüfung:**

Versuch 1: 1.0 \* zulP       $\longrightarrow$   
 Versuch 2: 0.5 \* zulP       $\longrightarrow$

Kein Versagen bis 32. Min  
 Kein Versagen bis 41. Min

Nachrechnen der Prüfung

Die Verbindung erfährt durch den Abbrand eine wesentliche Versteifung. Bis zur 30. Minute nehmen die Biegemomente und Querkräfte zu, die indirekt zu übertragenden Kräfte nehmen bis auf 33 % von max Q<sup>a</sup> ab. Auch bis zur 40. Minute erreicht F<sub>1,1</sub> nicht den Wert des kalten Zustands. Sofern kein Holzbruch eintritt, kann eine Feuerwiderstandsdauer von weit über 40 Minuten erwartet werden.

Variante 811114/T1

Das Seitenholz wird bei (gleichbleibender Stablänge  $l = 150$  mm) soweit reduziert, daß Lochleibung im Seitenholz maßgebend wird:

$l = 150$  mm  
 $6 \text{ } \# \text{ } 10$

SH: 41.21 mm  
 MH: 67.58 mm

Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz  
 $P = 0.75 * 2 * 6 * 5.5 * 41.21 * 10 = 20\ 400$  N  
 $P = 0.75 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 29\ 700$  N

MH: Vollholz  
 $P = 6 * 8.5 * 67.58 * 10 = 34\ 470$  N  
 $P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600$  N

maßgebend: Lochleibung SH

$P = z_{ul}P = 20\ 400$  N

$l/d = 15$        $a_s/d = 4.1$        $a_{s,t}/d = 2.2$        $a_n/d = 6.8$   
 ( $t = 32$  Min)  
 $a_n/a_s = 1.64$

Der Vergleich erfolgt für  $t = 32$  Minuten.

Die Biegemomente im Bereich des SH nehmen zu; ebenso die Querkräfte. Die Verbindung ist deutlich steifer als die geprüfte Version: Die indirekt zu übertragenden Kräfte betragen nur 55% der geprüften Version.

Ein Versagen aufgrund Herausziehen ist nicht zu erwarten.  $a_s$  ist ggf. zur Vermeidung von Holzbruch zu begrenzen.

#### Variante 811114/T2 und T3

Statt  $6 \text{ } \# \text{ } 10$  werden  $3 \text{ } \# \text{ } 20$  und  $9 \text{ } \# \text{ } 6.77$  (nach DIN 1052 nicht zulässig) untersucht. Für T2 ist Lochleibungspressung im Mittelholz maßgebend; für T3 Biegung im Seitenholz.

#### Variante 811114/T2

$l = 150$  mm  
 $3 \text{ } \# \text{ } 20$

SH: 55.0 mm  
MH: 40.0 mm

Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz  
 $P = 0.75 * 2 * 3 * 5.5 * 55.0 * 20 = 27\ 230\ N$   
 $P = 0.75 * 2 * 3 * 33 * 20^2 = 59\ 400\ N$

MH: Vollholz  
 $P = 3 * 8.5 * 40.0 * 20 = 20\ 400\ N$   
 $P = 3 * 51 * 20^2 = 61\ 200\ N$

maßgebend: Lochleibung MH

$$P = \text{zul}P = 20\ 400\ N$$

$l/d = 7.5$        $a_s/d = 2.8$        $a_{s,t}/d = 1.8$        $a_n/d = 2.0$   
 (t = 32 Min)  
 $a_n/a_s = 0.73$

Variante 811114/T3

l = 150 mm  
9  $\varnothing$  6.77

SH: 55.0 mm  
MH: 40.0 mm

Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz  
 $P = 0.75 * 2 * 9 * 5.5 * 55.0 * 6.77 = 27\ 650\ N$   
 $P = 0.75 * 2 * 9 * 33 * 6.77^2 = 20\ 400\ N$

MH: Vollholz  
 $P = 9 * 8.5 * 40.0 * 6.77 = 20\ 720\ N$   
 $P = 9 * 51 * 6.77^2 = 21\ 040\ N$

maßgebend: Stabbiegung SH

$$P = \text{zul}P = 20\ 400\ N$$

$l/d = 22.2$        $a_s/d = 8.1$        $a_{s,t}/d = 5.3$        $a_n/d = 5.9$   
 (t = 32 Min)  
 $a_n/a_s = 0.73$

Der Stab  $\phi$  20 (T2) trägt nahezu wie ein starrer Stab. Die bezogenen Momente und Querkräfte werden kleiner. Die indirekt zu übertragende Kraft ist

$$F_{ind} = 3 \cdot 150 \text{ N} = 450 \text{ N} \quad (\phi 20)$$

Holzbruch ist für dieses Verhältnis  $a./d$  noch nicht zu befürchten.

Demgegenüber für  $\phi$  6.77 liegen die elastisch berechneten Biegespannungen über der Fließgrenze, so daß die "tatsächlichen" indirekt zu übertragenden Kräfte über den Rechenwerten

$$F_{ind} = 9 \cdot 933 \text{ N} = 8\,397 \text{ N} \quad (\phi 10)$$

liegen werden. Dabei liegen auch die elastisch gerechneten Werte über jenen der entsprechenden Variante bei der Zugstrebe. Für diese Stabschlankheit ist ein Versagen aufgrund Herausziehen vor 30 Minuten möglich.

Generell kann festgestellt werden, daß der Träger (mit unterschiedlicher Faserrichtung im Mittel- und Seitenholz) empfindlicher als die Zugstrebe auf Veränderungen der Stabschlankheit reagiert.

#### Variante 811114/T4 und T5

Für Stab  $\phi$  10 werden die Abmessungen anteilig vergrößert und erhöht, so daß die Stablänge  $l = 200 \text{ mm}$  beträgt (=T4), bzw. entsprechend verringert, so daß die Stablänge  $l = 120 \text{ mm}$  wird. Maßgebend ist in beiden Fällen Lochleibung im Mittelholz:

#### Variante 811114/T4

$l = 200 \text{ mm}$   
 $6 \phi 10$

SH: 73.33 mm  
 MH: 53.34 mm

#### Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz  
 $P = 0.75 \cdot 2 \cdot 6 \cdot 5.5 \cdot 73.33 \cdot 10 = 36\,300 \text{ N}$   
 $P = 0.75 \cdot 2 \cdot 6 \cdot 33 \cdot 10^2 = 29\,700 \text{ N}$

MH: Vollholz

$$P = 6 * 8.5 * 53.34 * 10 = 27\ 200\ \text{N}$$

$$P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600\ \text{N}$$

maßgebend: Lochleibung MH

$$P = \text{zul}P = 27\ 200\ \text{N}$$

$$l/d = 20 \quad a_{s,1}/d = 7.3 \quad a_{s,1}/d = 5.4 \quad a_{s,1}/d = 5.3$$

$$a_{s,1}/d = 5.4 \quad (t = 32\ \text{Min})$$

$$a_{s,1}/a_{s,2} = 0.73$$

Variante 811114/T5

$$l = 120\ \text{mm}$$

$$6 \ \# \ 10$$

$$\text{SH: } 44.0\ \text{mm}$$

$$\text{MH: } 32.0\ \text{mm}$$

Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 2 * 6 * 5.5 * 44.0 * 10 = 21\ 780\ \text{N}$$

$$P = 0.75 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 29\ 700\ \text{N}$$

MH: Vollholz

$$P = 6 * 8.5 * 32.0 * 10 = 16\ 320\ \text{N}$$

$$P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600\ \text{N}$$

maßgebend: Lochleibung MH

$$P = \text{zul}P = 16\ 320\ \text{N}$$

$$l/d = 12 \quad a_{s,1}/d = 4.4 \quad a_{s,1}/d = 2.5 \quad a_{s,1}/d = 3.2$$

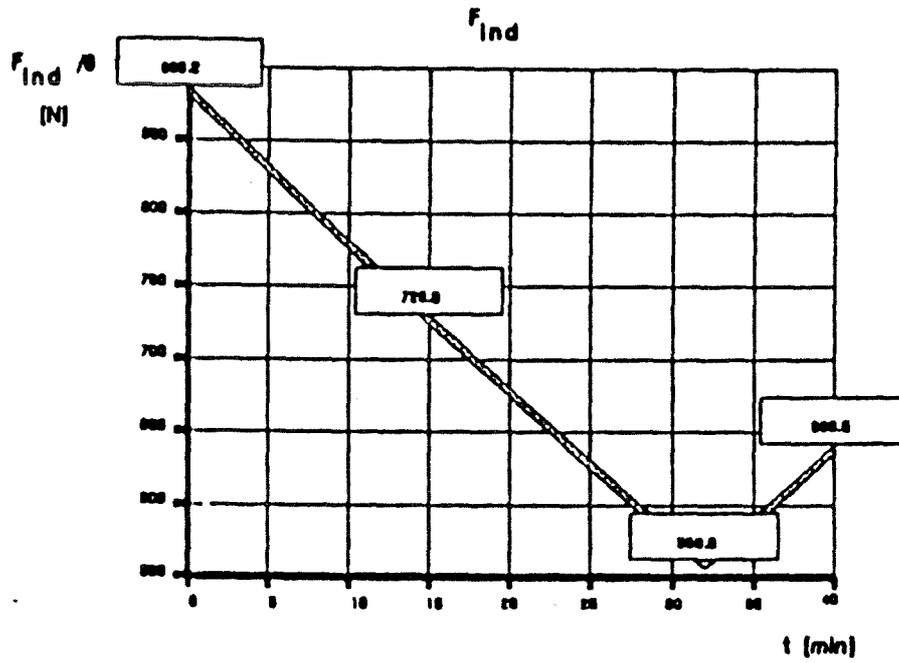
$$a_{s,1}/d = 2.5 \quad (t = 32\ \text{Min})$$

$$a_{s,1}/a_{s,2} = 0.73$$

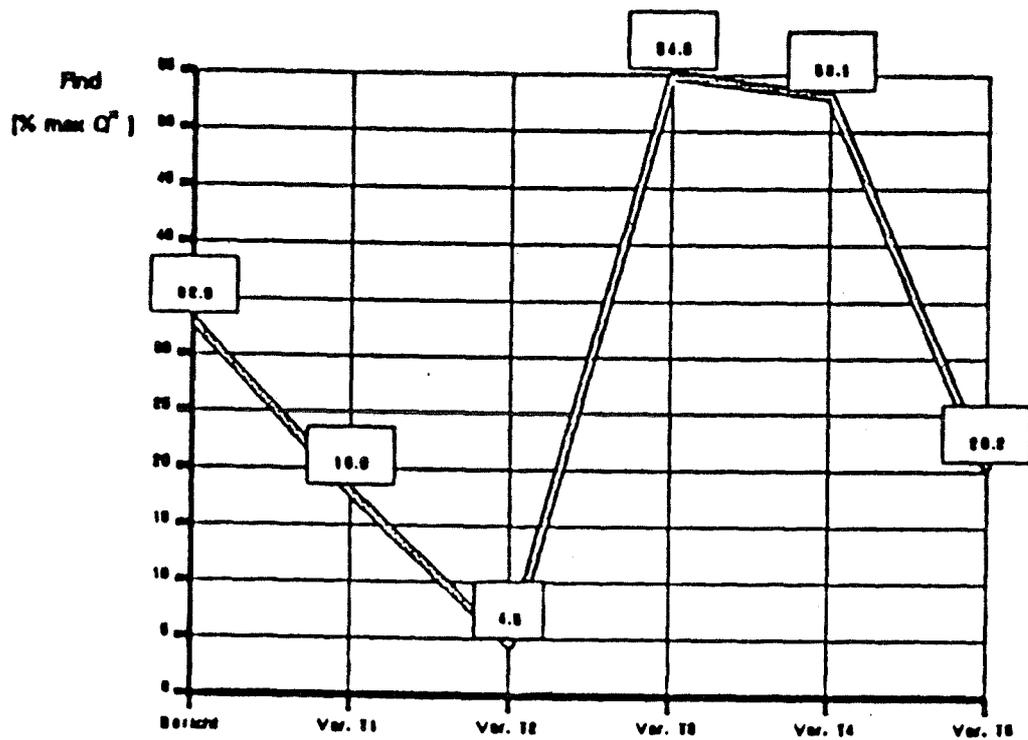
Der Stab mit Länge  $l = 200\ \text{mm}$  (T4) erwärmt sich langsamer, ist dafür aber schon im kalten Zustand deutlicher weicher. Die indirekt zu übertragenden Kräfte liegen - bei höherer Belastung - um 60% über denjenigen der geprüften Version bei  $t = 30\ \text{Min}$ . Allerdings liegen diese Kräfte noch deutlich unter denjenigen, die bei der geprüften Version für  $t = 0\ \text{Min}$  ermittelt wurden; ferner dürften die aufnehmbaren indirekten Kräfte eher größer sein.

Der Stab mit Länge  $l = 120\ \text{mm}$  (T5) ist für diese Verhältnisse von E-Moduli in SH und MH extrem steif:  $F_{1,2}$  liegt - u.B. der niederen Belastung - bei 60% von  $F_{1,2}$  der geprüften Version. Holzbruch im Seitenholz steht nicht unmittelbar davor.

Berichtnr. 811114; Traeger; P=20400N

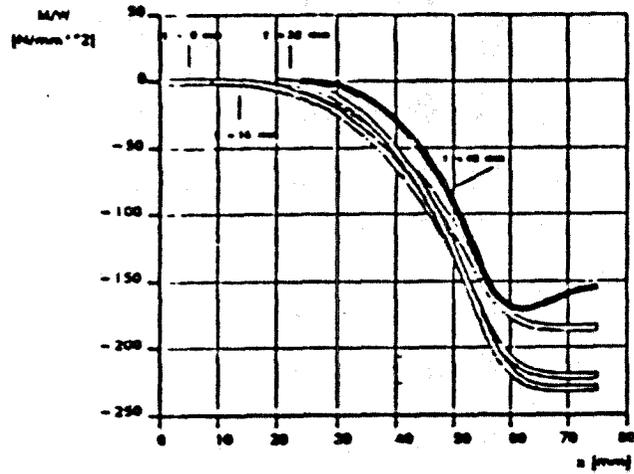


Bericht 811114; Traeger; t=32Min



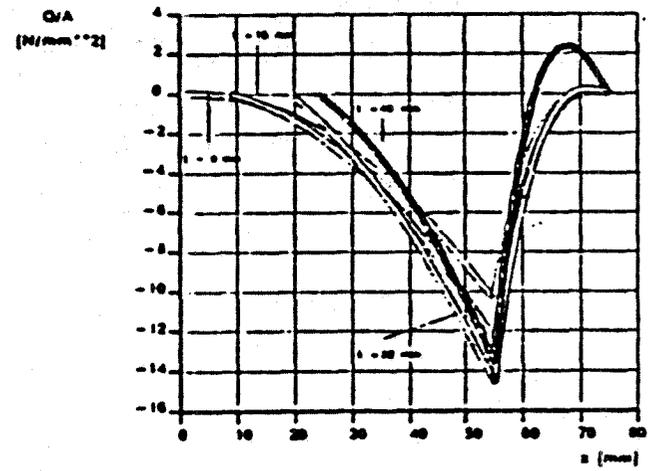
Berichtnr. 811114; Trager; P=20400N

M/W - Verlauf



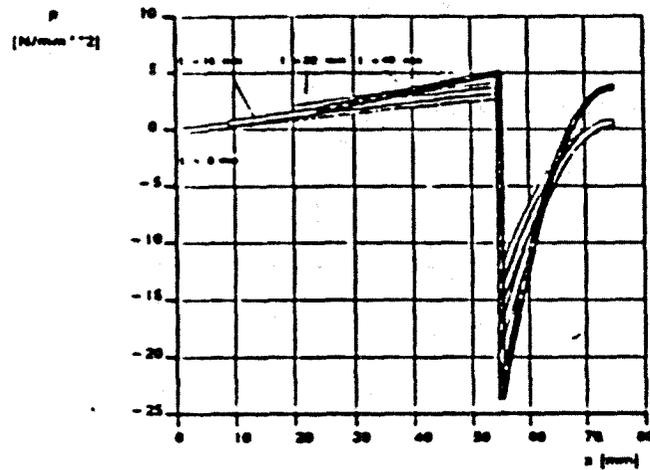
Berichtnr. 811114; Trager; P=20400N

Q/A - Verlauf



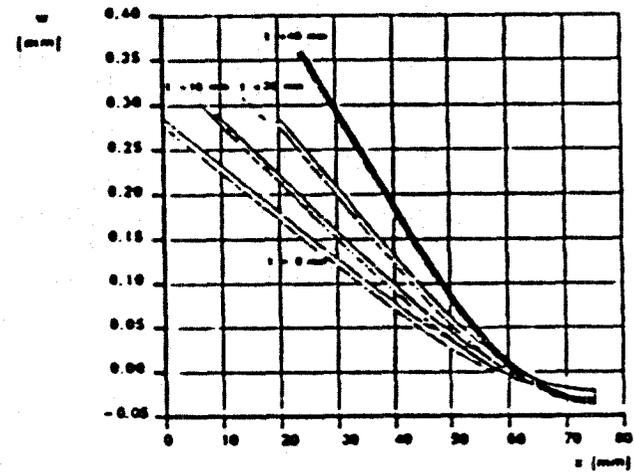
Berichtnr. 811114; Trager; P=20400N

Pressung



Berichtnr. 811114; Trager; P=20400N

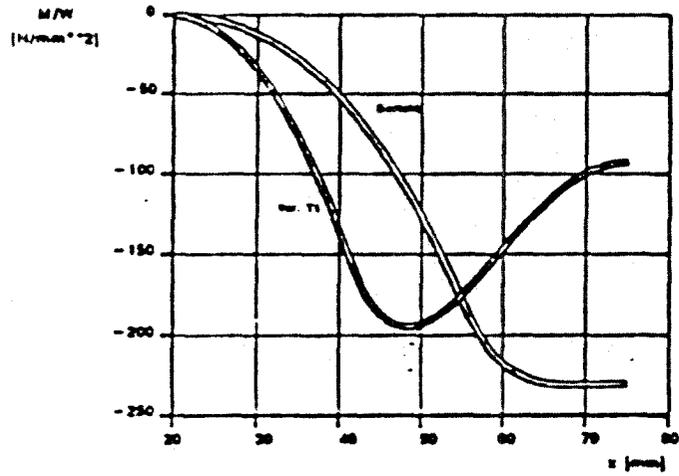
Biegelinie



Berichtnr. 811114; Trager; t=32min

1. Vergleich: Bericht, Var. T1

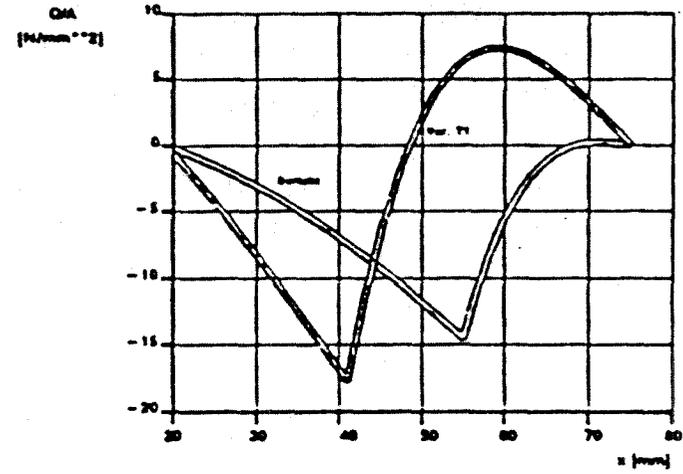
M/W - Verlauf



Berichtnr. 811114; Trager; t=32min

1. Vergleich: Bericht, Var. T1

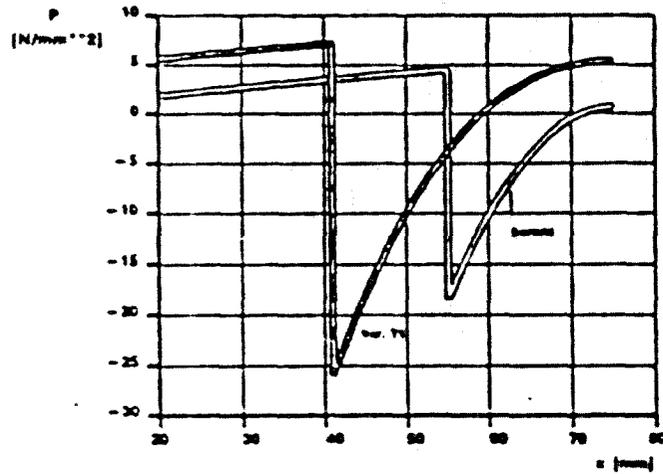
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 811114; Trager; t=32min

1. Vergleich: Bericht, Var. T1

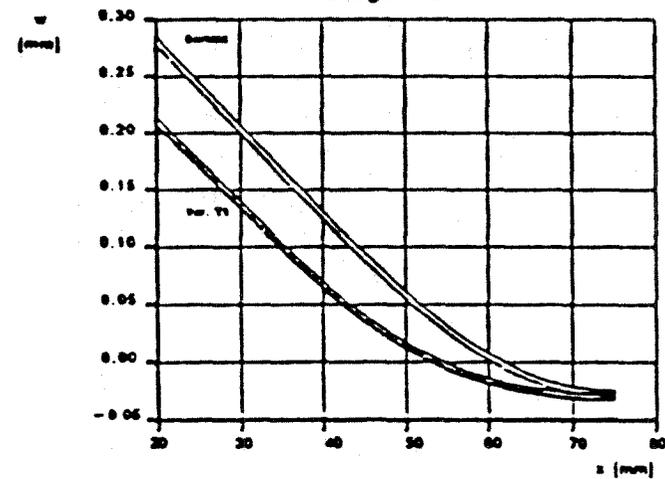
Pressung



Berichtnr. 811114; Trager; t=32min

1. Vergleich: Bericht, Var. T1

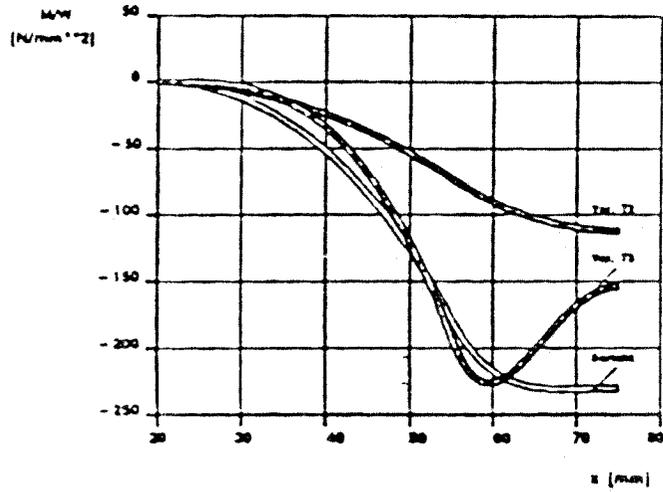
Biegelinie



Berichtnr. 811114; Träger; t=32Min

Bericht, Var. T2, Var. T3

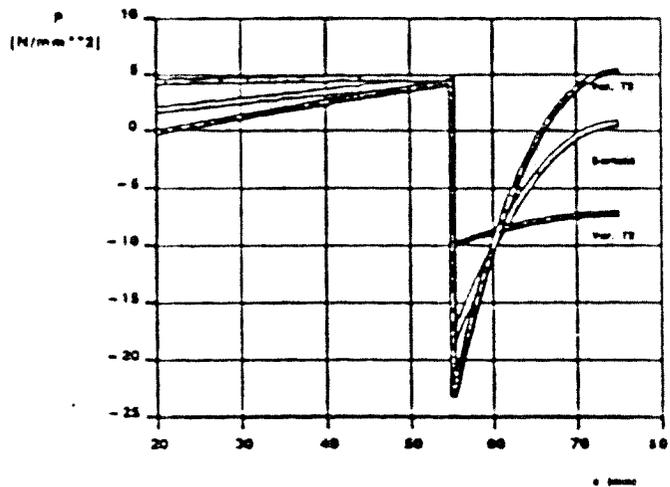
M/W - Verlauf



Berichtnr. 811114; Träger; t=32Min

Bericht, Var. T2, Var. T3

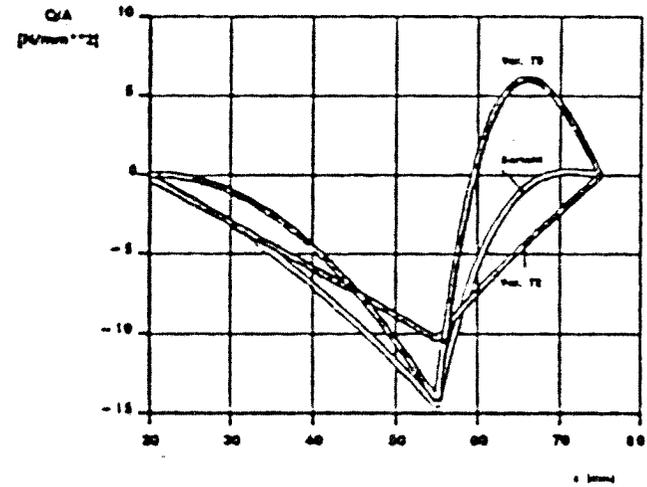
Pressung



Berichtnr. 811114; Träger; t=32Min

Bericht, Var. T2, Var. T3

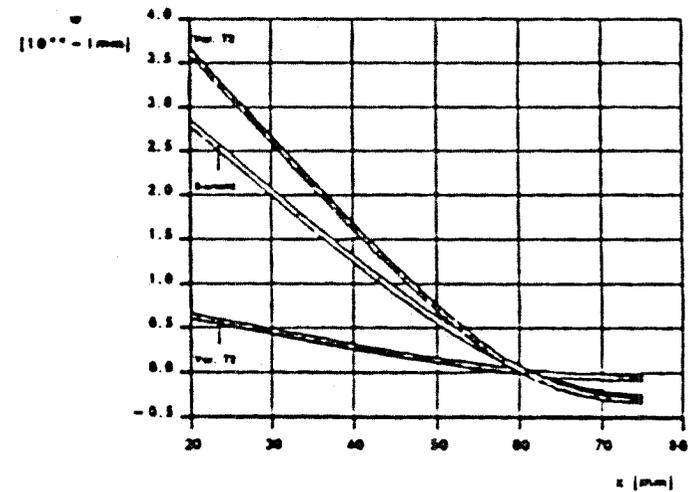
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 811114; Träger; t=32Min

Bericht, Var. T2, Var. T3

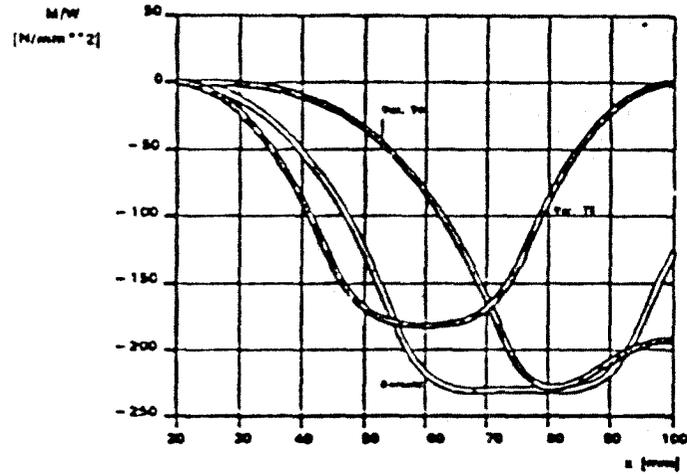
Biegelinie



Berichtnr. 811114; Trager; t=32min

3. Vergleich: Bericht, Var. T4, T5

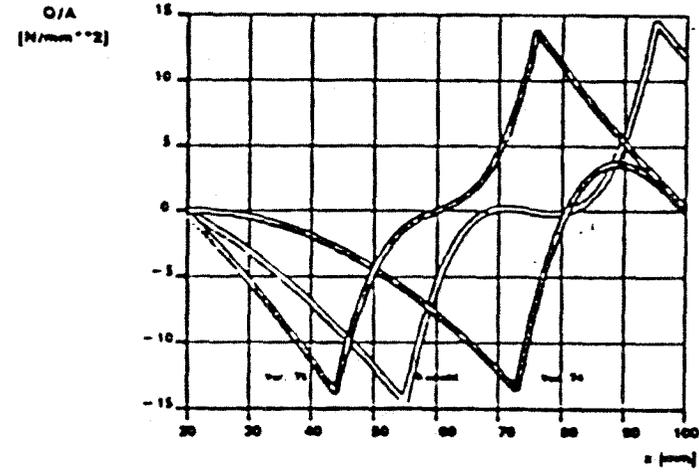
M/W - Verlauf



Berichtnr. 811114; Trager; t=32min

3. Vergleich: Bericht, Var. T4, T5

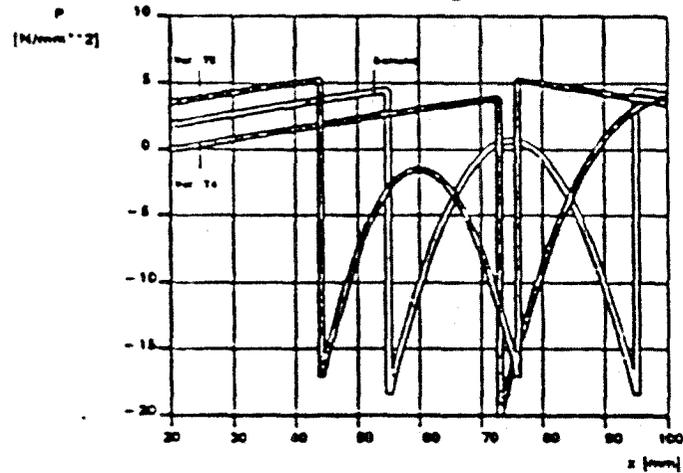
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 811114; Trager; t=32min

3. Vergleich: Bericht, Var. T4, T5

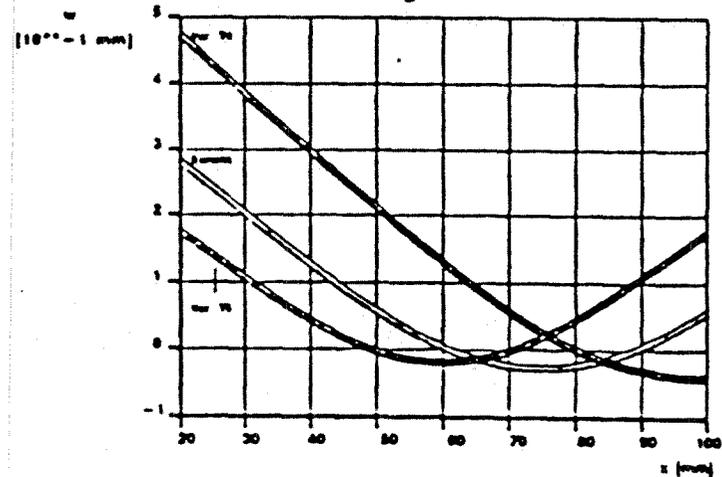
Pressung



Berichtnr. 811114; Trager; t=32min

3. Vergleich: Bericht, Var. T4, T5

Biegelinie



#### 4.3.2 Stabdübelverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Bau-Furniersperrholz aus Buche AW 100 (Untersuchungsberichtnr. 83 168)

Die Probekörper bestanden jeweils aus einem 1500 mm langen Balken aus Brett-schichtverleimten Holz der Gkl. I und einer Zugstrebe, ebenfalls Brett-schichtverleimtes Holz der Gkl. I. Die Zugstrebe war jeweils rechtwinklig unter dem Balken mittels einer innenliegenden Lasche aus Bau-Furniersperrholz aus Buche AW 100 befestigt. Der Anschluß wurde nach Vorbohrung mit jeweils 6 Stabdübeln,  $d = 10$  mm, hergestellt.

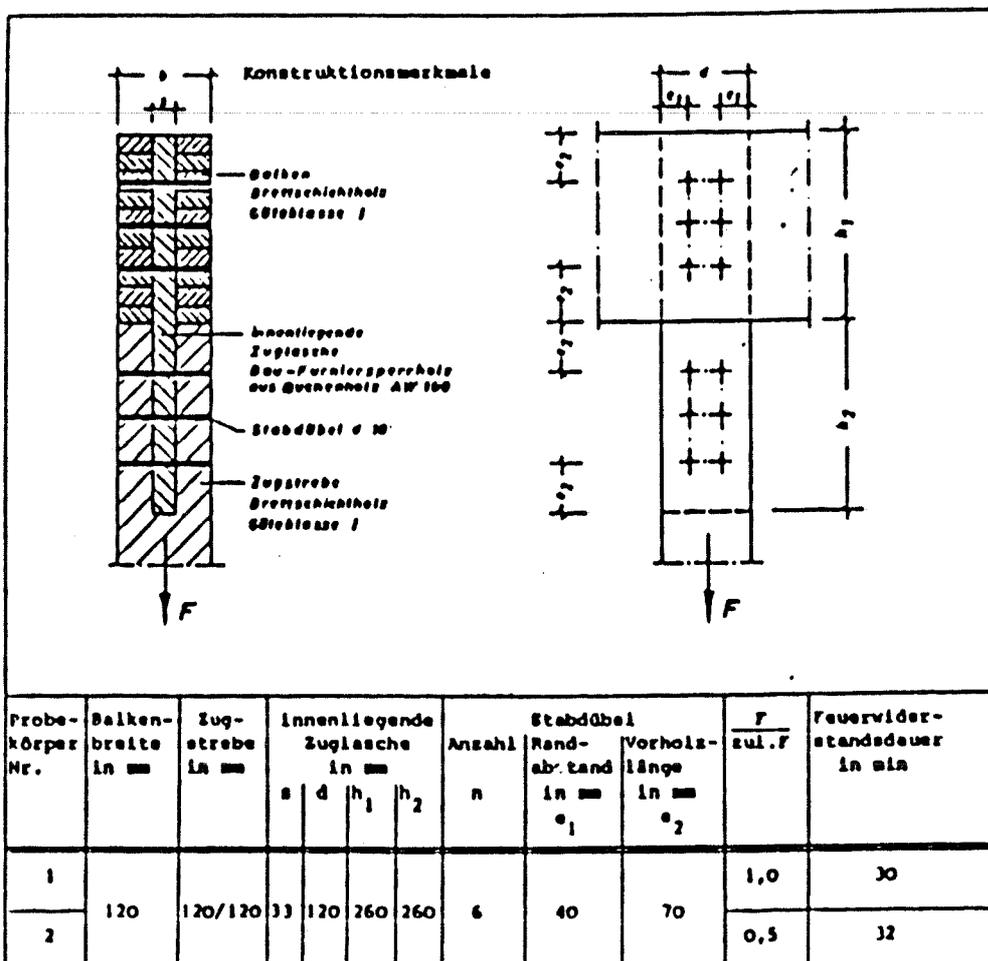
#### Prüfbericht 83168 - Zugstrebe

l = 120 mm

6  $\varnothing$  10

SH: 43.5 mm

MH: 33.0 mm



**Zulässige Belastung:****SH: brettschichtverleimtes Holz**

$$P = 2 * 6 * 5.5 * 43.5 * 10 = 28\ 710\ \text{N}$$

$$P = 2 * 6 * 33 * 10^2 = 39\ 600\ \text{N}$$

**MH: Bau-Furniersperrholz**

$$P = 6 * 8.0 * 33.0 * 10 = 15\ 840\ \text{N}$$

$$P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600\ \text{N}$$

**maßgebend: Lochleibung MH**

$$\text{zulP} = 15\ 840\ \text{N}$$

$$\text{prüfP}_1 = 19\ 800\ \text{N} = 1.25\ \text{zulP} \quad (\text{Versuch 1})$$

$$\text{prüfP}_2 = 9\ 900\ \text{N} = 0.63\ \text{zulP} \quad (\text{Versuch 2})$$

$$l/d = 12$$

$$a_1/d = 4.4$$

$$a_{1,t}/d = 2.6$$

$$a_2/d = 3.3$$

$$(t = 30\ \text{Min})$$

$$a_2/a_1 = 0.76$$

**Verhalten bei Prüfung:**

Versuch 1:  $1.25 * \text{zulP}$  —————> Laschenbruch nach 30 Min

Versuch 2:  $0.63 * \text{zulP}$  —————> Herausziehen nach 32 Min

**Nachrechnen der Prüfung**

Die Biegemomente und Querkräfte nehmen kurzfristig zu - die Verbindung wird wegen der verkürzten Bettungslänge steifer. Nach 25 Minuten überwiegt der ungünstige Einfluß der Temperaturerhöhung und die indirekten Kräfte wachsen über jene des kalten Zustandes hinaus.

Der Laschenbruch kann auf die Beaufschlagung mit  $\text{prüfP} \geq \text{zulP}$  zurückgeführt werden: Während der Versteifungsphase wachsen die Pressungen im MH etwas an so daß Unterdimensionierung ausschlaggebend wurde.

Aufgrund der starken Erwärmung des kurzen Stabes kann ein Versagen aufgrund von Herausziehen durch eine Lastabminderung nicht wesentlich verzögert werden. Die indirekt zu übertragenden Kräfte überschreiten vor 25 Minuten jene des kalten Zustands.

Variante 83168/Z0

Verbreitung der Lasche (MH) so, daß prüfP = zulP für Lochleibung MH, wobei  $l = 120$  mm beibehalten wird:

$l = 120$  mm  
 $6 \neq 10$

SH: 39.35 mm  
 MH: 41.30 mm

Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz  
 $P = 2 * 6 * 5.5 * 39.35 * 10 = 25\ 970$  N  
 $P = 2 * 6 * 33 * 10^2 = 39\ 600$  N

MH: Bau-Furniersperrholz  
 $P = 6 * 8.0 * 41.3 * 10 = 19\ 800$  N  
 $P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600$  N

maßgebend: Lochleibung MH

$P = \text{zulP} = 19\ 800$  N

$l/d = 12$        $a_1/d = 3.9$        $a_{1,1}/d = 2.2$        $a_2/d = 4.1$   
 ( $t = 30$  Min)  
 $a_2/a_1 = 1.05$

Die Biegemomente und Querkräfte nehmen ab, d.h. die Verbindung wird etwas weicher; die Pressung im Seitenholz bleibt fast unverändert, die Pressung in Mittelholz wird auf 60% reduziert. Die indirekt zu übertragenden Kräfte erhöhen sich auf 45 % von maxQ<sup>0</sup> bei geringer Abnahme der indirekt übertragbaren Kräfte).

Laschenbruch wird bei dieser Variante vermieden; dafür wird ein Versagen auf Herausziehen wahrscheinlicher.

#### Variante 83168/Z1

Hier wird das Seitenholz soweit reduziert, daß Lochleibung im Seitenholz maßgebend ist, wobei  $l = 120$  mm beibehalten wird:

$l = 120$  mm  
 $6 \neq 10$

SH: 30.0 mm  
 MH: 60.0 mm

Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 2 * 6 * 5.5 * 30.0 * 10 = 19\ 800\ \text{N}$$

$$P = 2 * 6 * 33 * 10^2 = 39\ 600\ \text{N}$$

MH: Bau-Furniersperrholz

$$P = 6 * 8.0 * 60.0 * 10 = 28\ 800\ \text{N}$$

$$P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600\ \text{N}$$

maßgebend: Lochleibung SH

$$P = z_{ulP} = 19\ 800\ \text{N}$$

$$l/d = 12$$

$$a_s/d = 3.0$$

$$a_{s,t}/d = 1.2$$

$$a_m/d = 6.0$$

$$(t = 30\ \text{Min})$$

$$a_m/a_s = 2.0$$

Die Variante bewirkt eine Änderung des Tragverhaltens dahingehend, daß der Stab im Seitenholz vergleichsweise weich gebettet ist; vgl. hierzu Vorzeichenänderung bei Biegemoment und Querkraft, wobei beide Größen abnehmen, d.h. die Verbindung insgesamt wird weicher. Die Pressung im Bereich des Seitenholzes nimmt zu und könnte wegen fehlender Umlagerungsmöglichkeit kritisch werden.

Die indirekt zu übertragenden Kräfte nehmen auf 64 % von  $\max Q^*$  zu.

Es ist davon auszugehen, daß die Feuerwiderstandsdauer niedriger als bei der geprüften Verbindung ist. Bezüglich des Verhältnisses  $a_s/a_m$  dürfte die geprüfte Verbindung im Bereich des optimalen Querschnitts liegen.

#### Variante 83168/Z2 und Z3

Statt 6  $\varnothing$  10 werden 3  $\varnothing$  20 und 9  $\varnothing$  6.67 (nach DIN 1052 nicht zulässig) untersucht. Für beide Fälle ist ebenfalls die Lochleibungspressung im MH maßgebend, wobei wie bei der geprüften Version  $P = 1.25 * z_{ulP}$

Variante 83168/Z2:

$$l = 120\ \text{mm}$$

$$3\ \varnothing\ 20$$

$$\text{SH: } 43.5\ \text{mm}$$

$$\text{MH: } 33.0\ \text{mm}$$



Biegemomente und Querkräfte (als bezogene Größen) unterhalb der geprüften Version. Die mittleren Pressungen erhöhen sich bei Z2 und können wegen fehlender Umlagerungsmöglichkeit kritisch werden (wobei hier allerdings  $P = 1.25 \cdot \text{zul } P$ ).

Die indirekt zu übertragenden Kräfte sind

$$F_{ind} = 3 \cdot 420 \text{ N} = 1\,260 \text{ N} \quad (\text{Z2})$$

$$F_{ind} = 9 \cdot 670 \text{ N} = 6\,030 \text{ N} \quad (\text{Z3})$$

Für Stabdurchmesser  $> 10$  verringert sich die Gefahr eines Versagens aufgrund von Herausziehen; für diese Verhältnisse  $a_s/d$  (bei Z2) ist jedoch Holzbruch zu befürchten.

#### Variante 83168/Z4

Für Stab  $\phi 10$  werden die Abmessungen anteilig vergrößert und die Kräfte so erhöht, daß die Stablänge  $l = 150$  mm beträgt, wobei wie bei der geprüften Version  $P = 1.25 \cdot \text{zul } P$ .

$$l = 150 \text{ mm}$$

$$6 \phi 10$$

$$\text{SH: } 54.4 \text{ mm}$$

$$\text{MH: } 41.2 \text{ mm}$$

Zulässige Belastung:

SH: brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 2 \cdot 6 \cdot 5.5 \cdot 54.4 \cdot 10 = 35\,900 \text{ N}$$

$$P = 2 \cdot 6 \cdot 33 \cdot 10^2 = 39\,600 \text{ N}$$

MH: Bau-Furniersperrholz

$$P = 6 \cdot 8.0 \cdot 41.2 \cdot 10 = 19\,800 \text{ N}$$

$$P = 6 \cdot 51 \cdot 10^2 = 30\,600 \text{ N}$$

maßgebend: Lochleibung MH

$$P = 1.25 \cdot \text{zul } P = 24\,750 \text{ N}$$

$$l/d = 15$$

$$a_s/d = 5.5$$

$$a_{s,1}/d = 3.7$$

$$a_n/d = 4.1$$

$$(t = 30 \text{ Min})$$

$$a_n/a_s = 0.76$$

Die Verlängerung der Stablänge bewirkt zunächst eine Reduzierung der Stahltemperatur und geringere Abminderung der Biegesteifigkeit. Demgegenüber steht der jedoch dominierende Einfluß der größeren Stabschlankheit. Die maximalen Biegemomente und Querkräfte erhöhen sich nicht proportional zur höheren Belastung. Die

Pressungen bleiben etwa gleich.

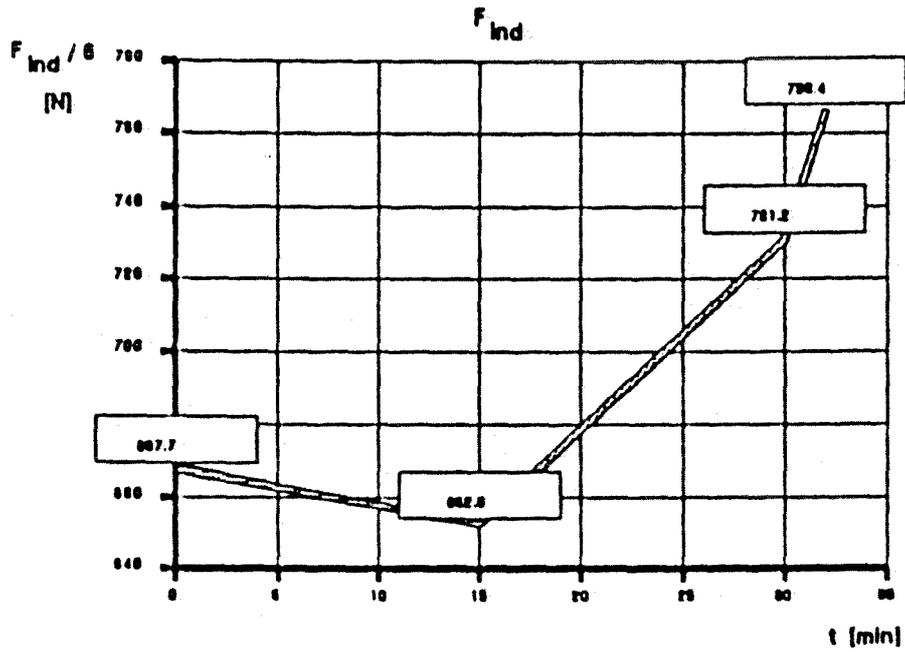
Die indirekt zu übertragenden Kräfte erhöhen sich auf 50 % von  $\max Q^*$ , bei aber auch zunehmenden übertragbaren Kräften.

Ein Vergleich dieser Variante ( $P = 1.25 \cdot z_{ulP}$ ; MH = Sperrholz) mit der geprüften Version 811114 ( $P = z_{ulP}$ ; MH = Vollholz) zeigt für diese Variante:

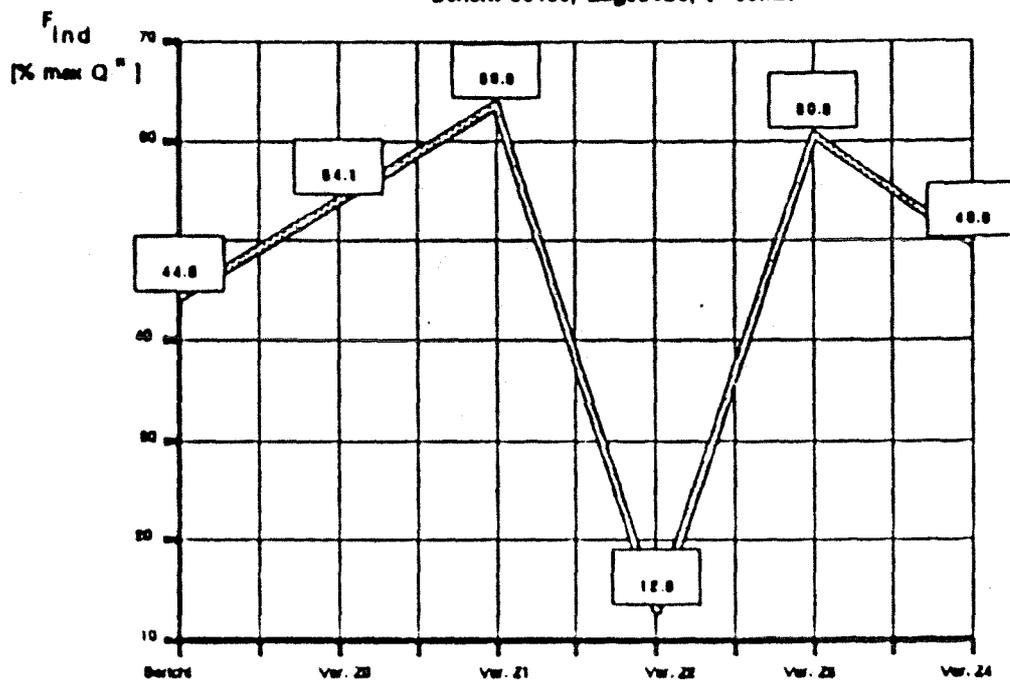
- höhere Biegemomente und Querkräfte
- höhere Pressungen
- aber etwa gleichgroße indirekt zu übertragende Kräfte

Das geringere E-Modul (Bettungsmodul) von Sperrholz bewirkt ein starrereres Tragverhalten des Stabes, so daß ein Versagen auf Herausziehen etwas verzögert wird.

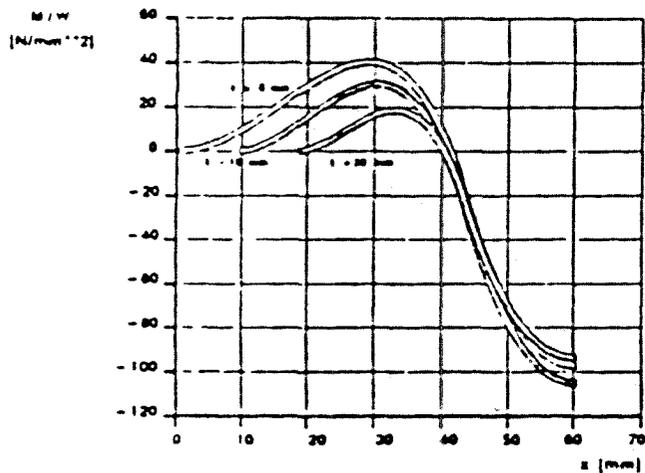
Berichtnr. 83188; Zugstrebe; P=19800N



Bericht 83188; Zugstrebe; t=30Min

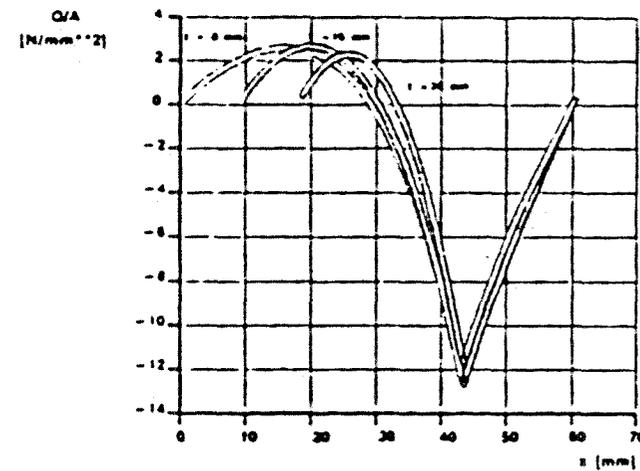


Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
M/W-Verlauf



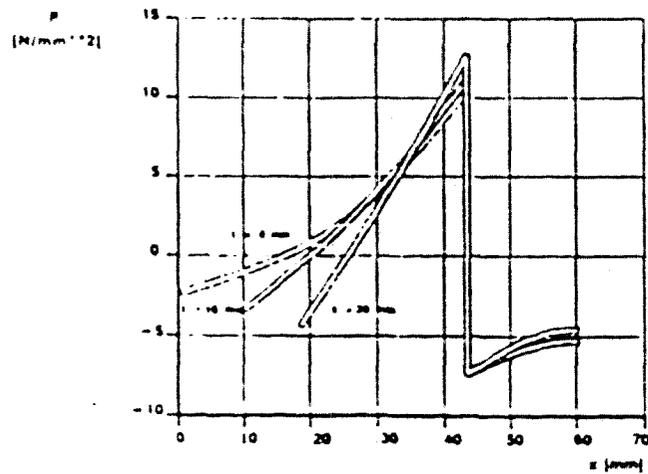
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N

Q/A-Verlauf



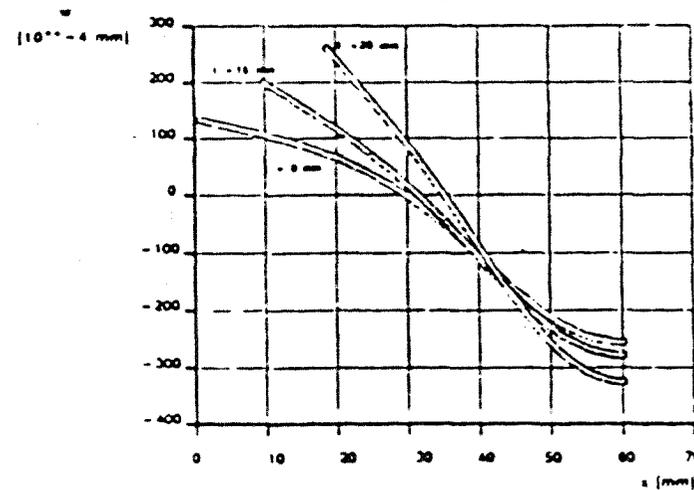
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N

Pressung



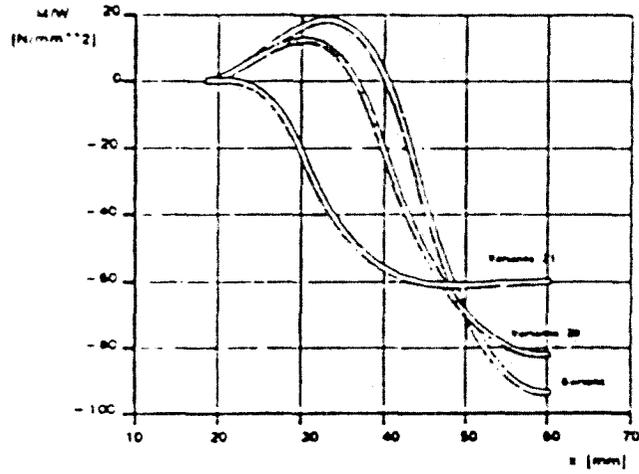
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N

Biegelinie



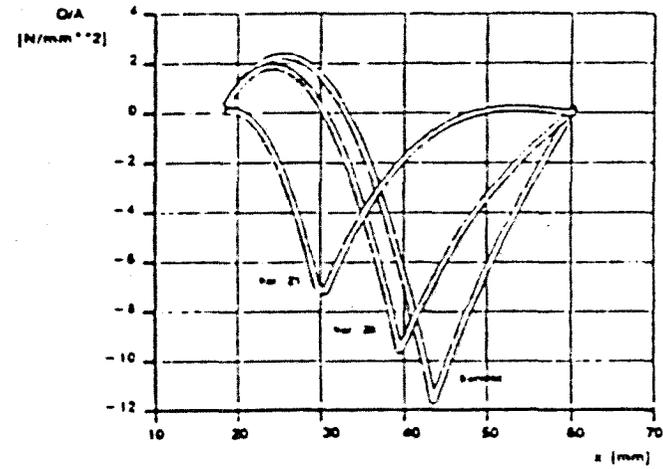
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 1. Vergleich: Bericht, Var. Z0, Var. Z1

M/W - Verlauf



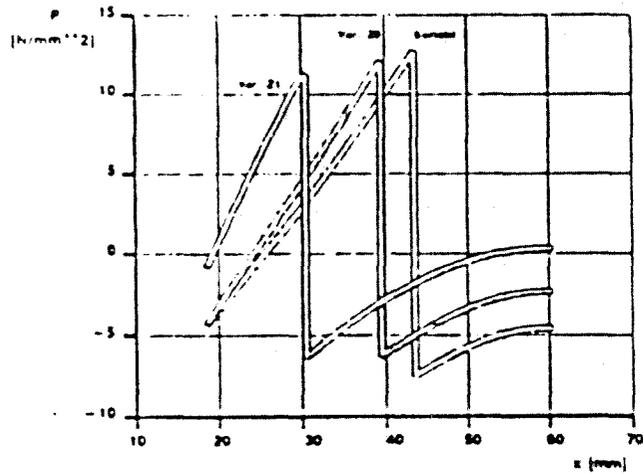
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 1. Vergleich: Bericht, Var. Z0, Var. Z1

Q/A - Verlauf



Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 1. Vergleich: Bericht, Var. Z0, Var. Z1

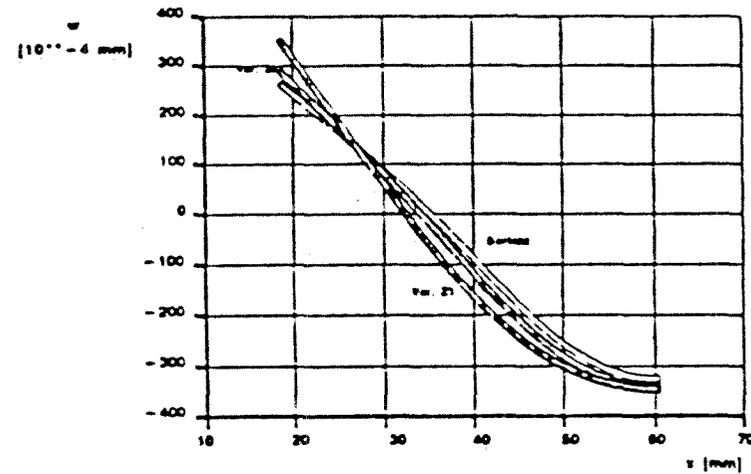
Pressung



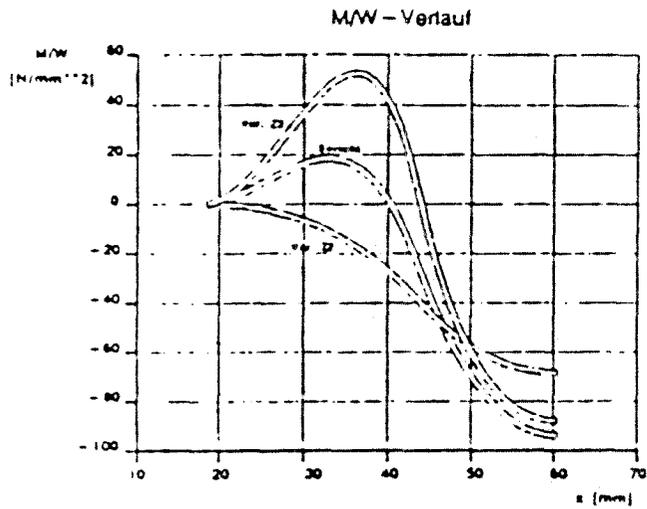
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N

1. Vergleich: Bericht, Var. Z0, Var. Z1

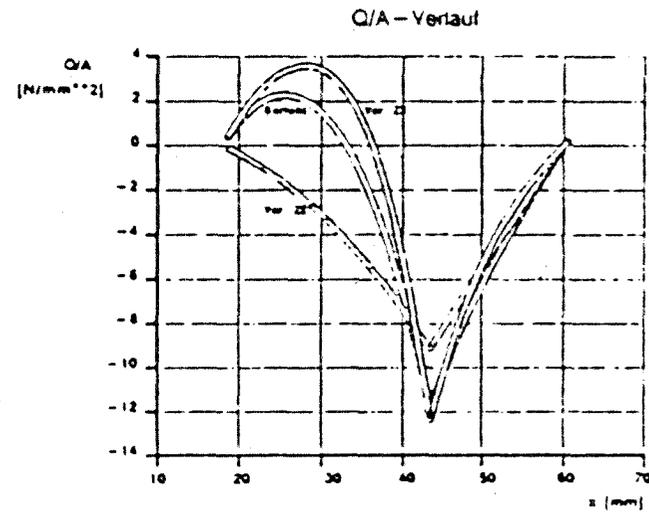
Biegelinie



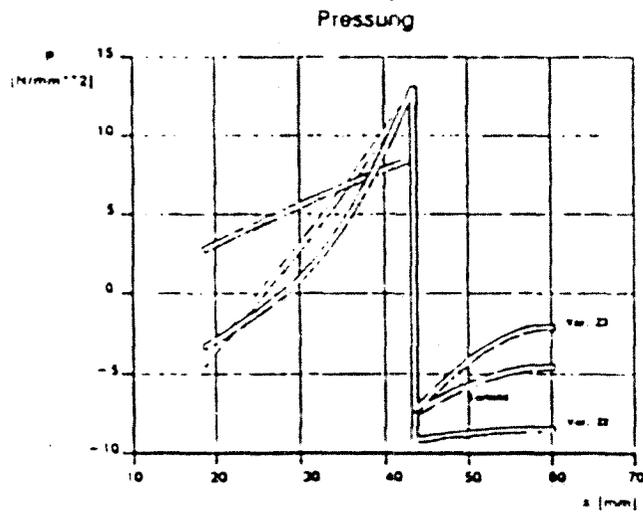
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 2. Vergleich: Bericht, Var. Z2, Var. Z3



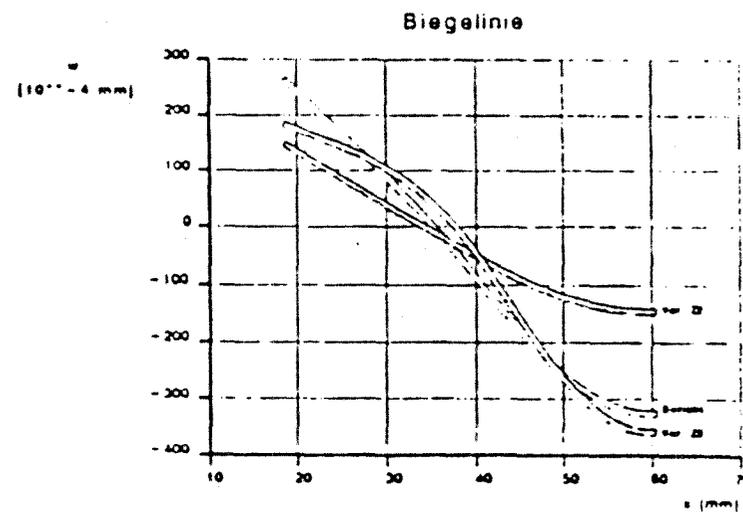
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 2. Vergleich: Bericht, Var. Z2, Var. Z3



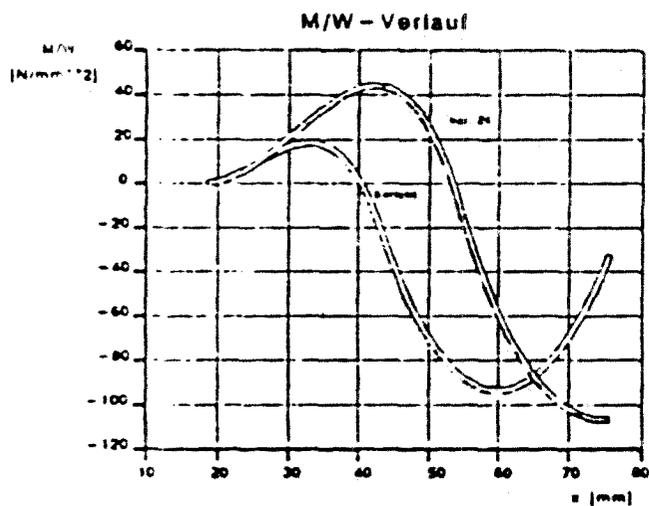
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 2. Vergleich: Bericht, Var. Z2, Var. Z3



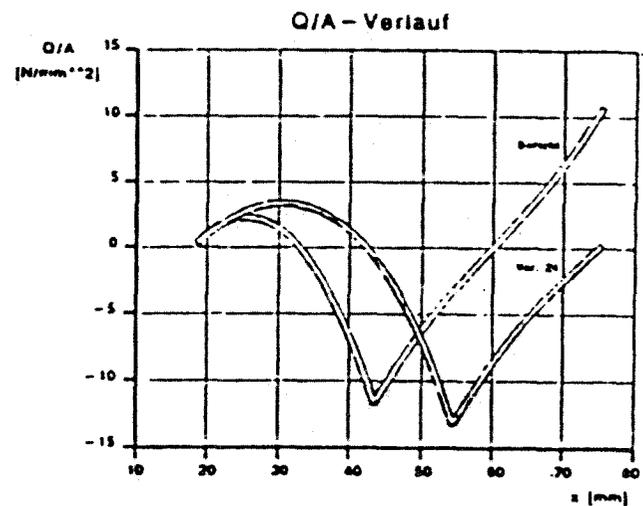
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 2. Vergleich: Bericht, Var. Z2, Var. Z3



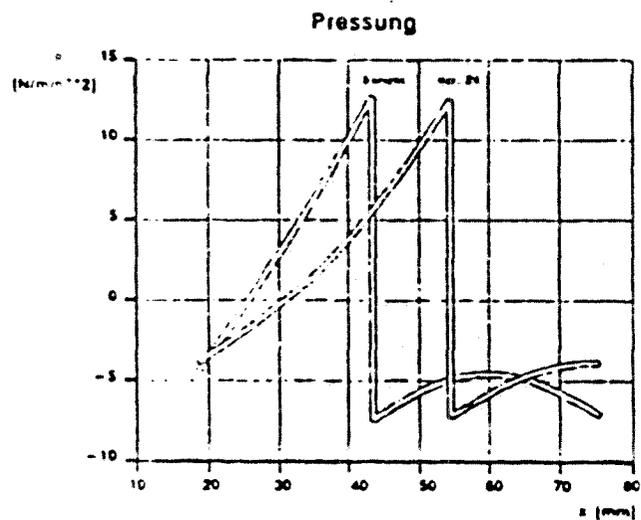
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 3. Vergleich: Bericht, Var.Z4



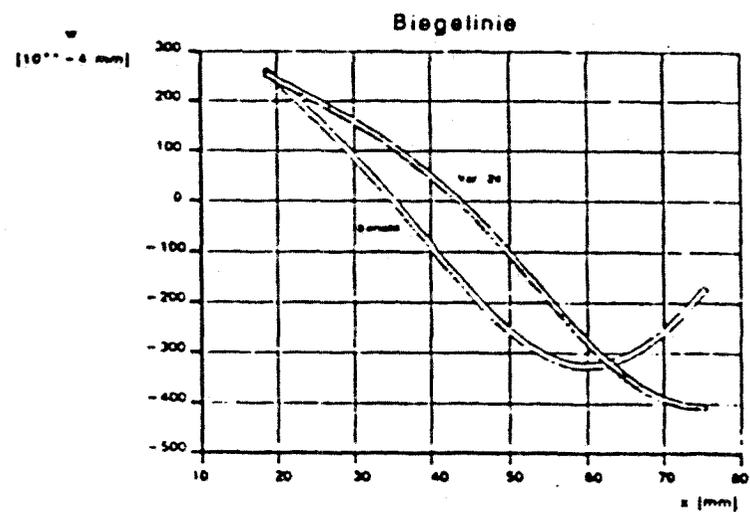
Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 3. Vergleich: Bericht, Var. Z4



Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 3. Vergleich: Bericht, Var. Z4



Berichtnr. 83168; Zugstrebe; P = 19800N  
 3. Vergleich: Bericht, Var. Z4



Prüfbericht 83168 - Träger

l = 120 mm  
6 # 10

SH: 43.5 mm  
MH: 33.0 mm

**Zulässige Belastung:**

SH: brettschichtverleimtes Holz  
 $P = 0.75 * 2 * 6 * 5.5 * 43.5 * 10 = 21\ 530\ \text{N}$   
 $P = 0.75 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 29\ 700\ \text{N}$

MH: Bau-Furniersperrholz  
 $P = 6 * 8.0 * 33.0 * 10 = 15\ 840\ \text{N}$   
 $P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600\ \text{N}$

maßgebend: Lochleibung MH

zulP = 15 840 N

prüfP<sub>1</sub> = 19 800 N = 1.25 zulP (Versuch 1)  
 prüfP<sub>2</sub> = 9 900 N = 0.63 zulP (Versuch 2)

l/d = 12      a<sub>s</sub>/d = 4.4      a<sub>s,1</sub>/d = 2.6      a<sub>s</sub>/d = 3.3  
 (t = 30 Min)  
 a<sub>s</sub>/a<sub>s</sub> = 0.76

**Verhalten bei Prüfung:**

Versuch 1: 1.25 \* zulP      ———>      Kein Versagen bis 30 Min  
 Versuch 2: 0.63 \* zulP      ———>      Kein Versagen bis 32 Min

Nachrechnen der Prüfung

Die Verbindung erfährt durch den Abbrand eine wesentliche Versteifung. Bis ca. zur 20. Minute nehmen Biegemomente und Querkräfte zu, die indirekt zu übertragenden Kräfte nehmen fast bis auf die Hälfte ab und erreichen auch nach 30 Minuten nicht den Wert des kalten Zustandes. Die Feuerwiderstandsdauer kann deutlich über 30 Minuten liegen (P = 1.25 \* zul P).

Variante 83168/T1

Das Seitenholz wird soweit reduziert, daß Lochleibung im Seiten-

holz maßgebend ist.  $l = 120$  mm wird beibehalten:

$l = 120$  mm  
 $6 \text{ } \varnothing \text{ } 10$

SH: 39.35 mm  
 MH: 41.30 mm

Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz  
 $P = 0.75 * 2 * 6 * 5.5 * 39.35 * 10 = 19\ 480\ \text{N} \approx 19\ 800\ \text{N}$   
 $P = 0.75 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 29\ 700\ \text{N}$

MH: Bau-Furniersperrholz  
 $P = 6 * 8.0 * 41.3 * 10 = 19\ 800\ \text{N}$   
 $P = 6 * 51 * 10^2 = 30\ 600\ \text{N}$

maßgebend: Lochleibung SH und MH

$P = \text{zul}P = 19\ 800\ \text{N}$

$l/d = 12$        $a_s/d = 3.9$        $a_{s,1}/d = 2.2$        $a_n/d = 4.1$   
 ( $t = 30$  Min)  
 $a_n/a_s = 1.05$

Die Biegemomente im Bereich des SH nehmen geringfügig zu; die Verbindung ist deutlich steifer als die geprüfte Verbindung. Die indirekt zu übertragenden Kräfte betragen nur 88% derjenigen der geprüften Verbindung. Ein Versagen aufgrund Herausziehen ist nicht zu erwarten.  $a_s$  ist ggf. zur Vermeidung von Holzbruch zu begrenzen.

#### Variante 83168/T2 und T3

Statt  $6 \text{ } \varnothing \text{ } 10$  werden  $3 \text{ } \varnothing \text{ } 20$  und  $9 \text{ } \varnothing \text{ } 6.67$  (nach DIN 1052 nicht zulässig) untersucht. Für beide Fälle ist ebenfalls die Lochleibungspressung im MH maßgebend, wobei  $P = \text{zul}P$ .

Variante 83168/T2:

$l = 120$  mm  
 $3 \text{ } \varnothing \text{ } 20$

SH: 43.5 mm  
 MH: 33.0 mm



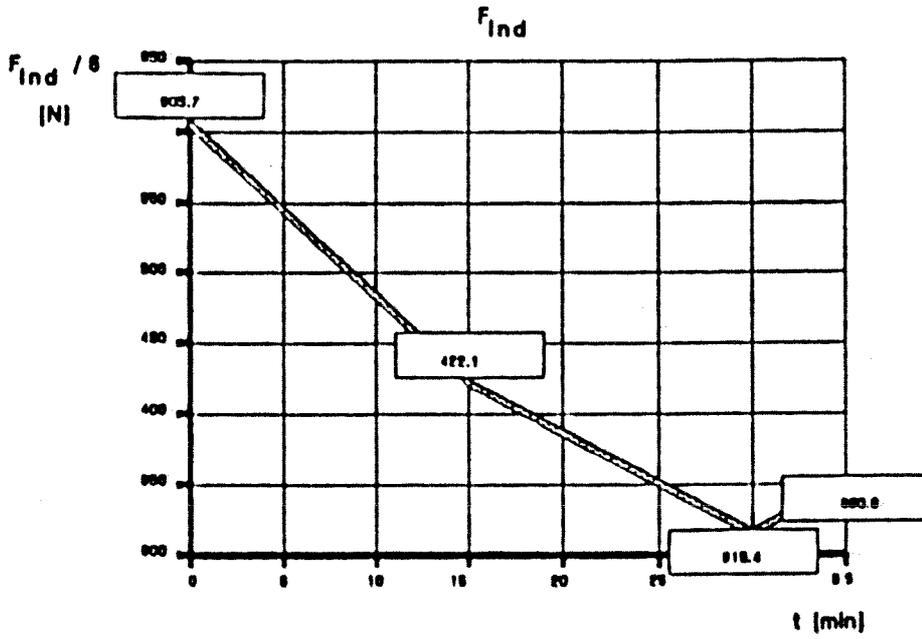
für dieses Verhältnis  $a./d$  ebenfalls nicht zu erwarten.

Für den Stab  $\phi$  6.67 liegen die bezogenen Biegemomente und Querkräfte unter jenen der geprüften Verbindung. Die indirekt zu übertragenden Kräfte liegen bei:

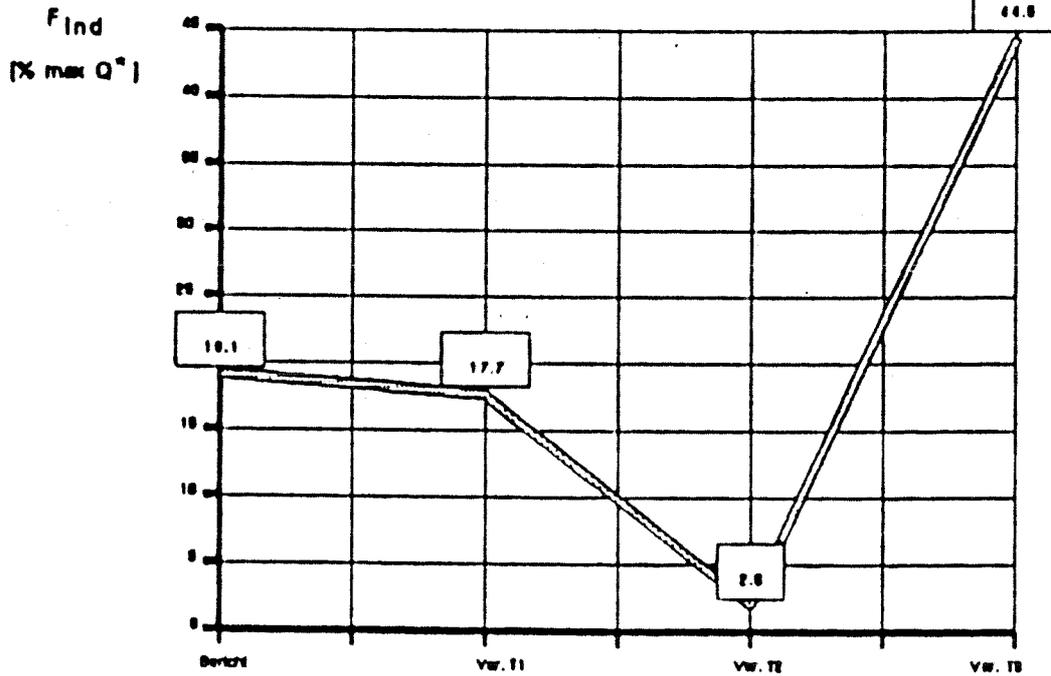
$$\begin{aligned} F_{ind} &= 9 * 391 \text{ N} = 3 519 \text{ N} && \text{(für } \phi \text{ 6.67) im Vergleich zu} \\ F_{ind} &= 6 * 331 \text{ N} = 1 986 \text{ N} && \text{(für } \phi \text{ 10)} \end{aligned}$$

Die Werte für  $\phi$  6.67 sind aber immer noch günstiger als die indirekt zu übertragenden Kräfte bei der entsprechenden Variante der Zugstrebe sowie deren geprüften Version.

Berichtnr. 83168; Traeger; P = 19800N

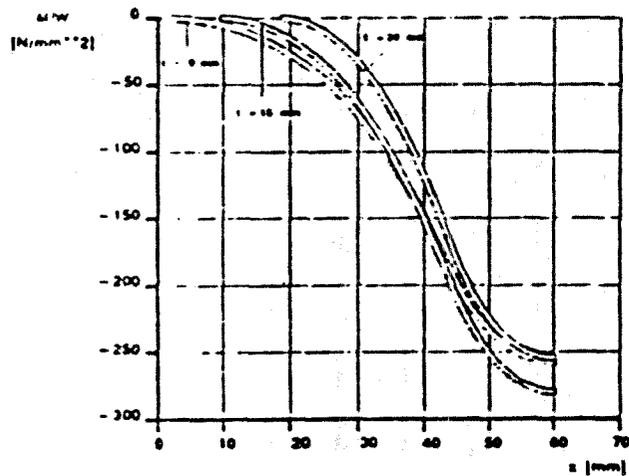


Bericht 83168; Traeger; t = 30Min



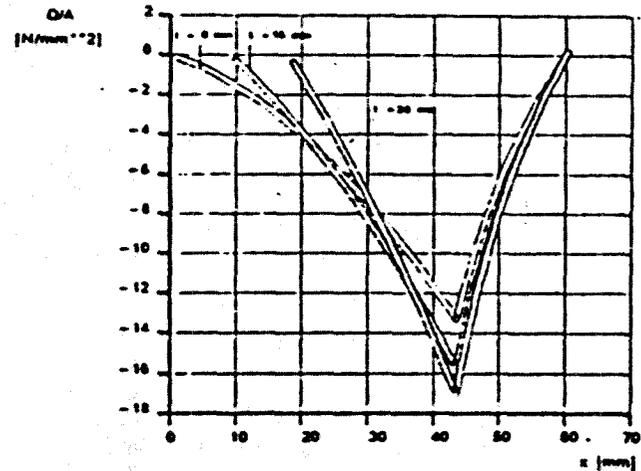
Berichtnr. 83168; Trager; P = 19800N

M/W - Verlauf



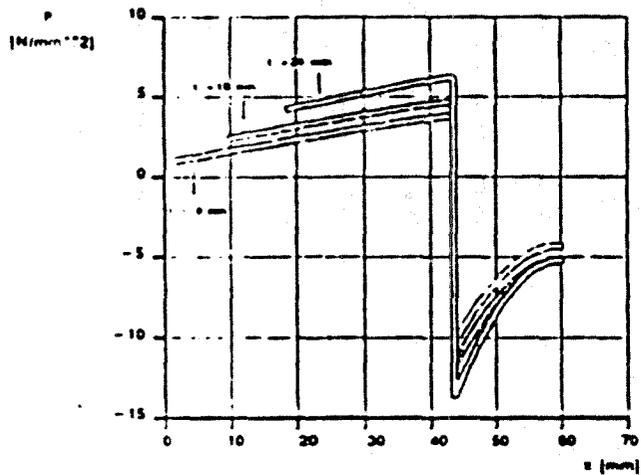
Berichtnr. 83168; Trager; P = 19800N

Q/A - Verlauf



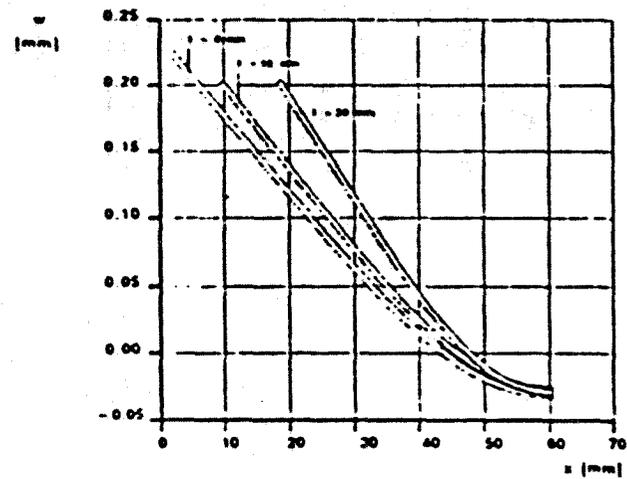
Berichtnr. 83168; Trager; P = 19800N

Pressung



Berichtnr. 83168; Trager; P = 19800N

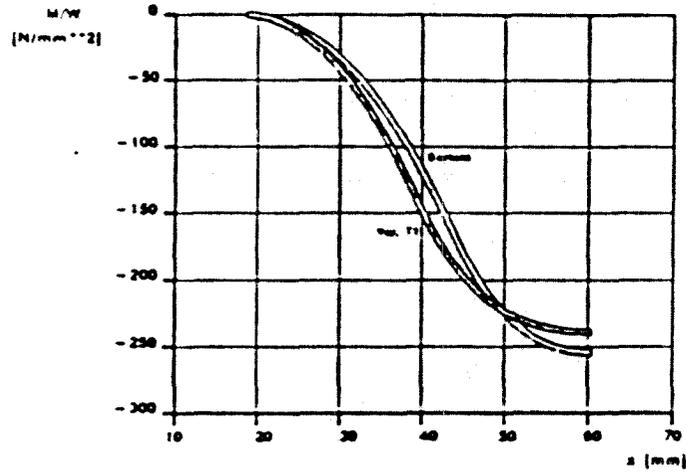
Biegelinie



Berichtnr. 83168; Trager; t = 30min

Vergleich: Bericht, Var. T1

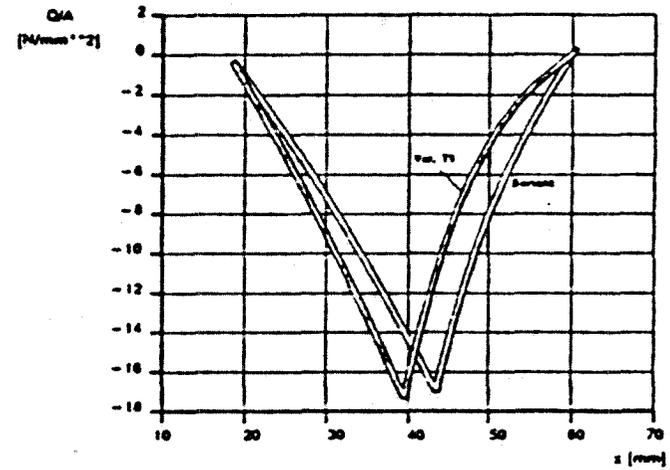
M/W - Verlauf



Berichtnr. 83168; Trager; t = 30 min

Vergleich: Bericht, Var. T1

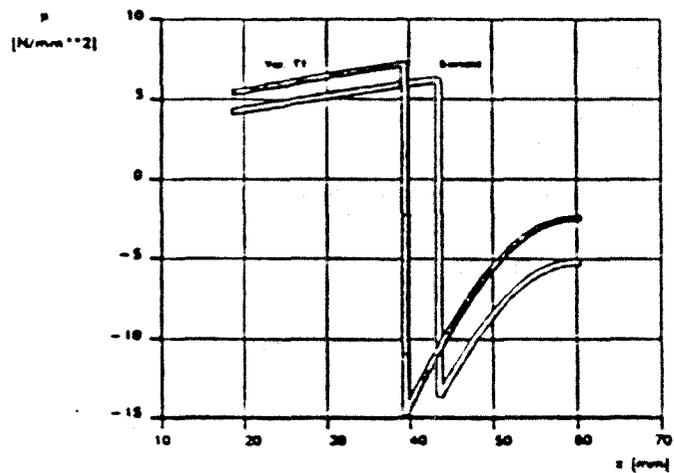
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 83168; Trager; t = 30min

Vergleich: Bericht, Var. T1

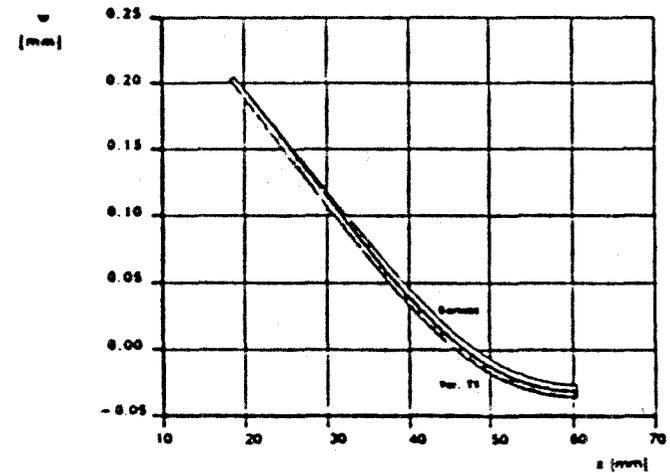
Pressung



Berichtnr. 83168; Trager; t = 30min

Vergleich: Bericht, Var. T1

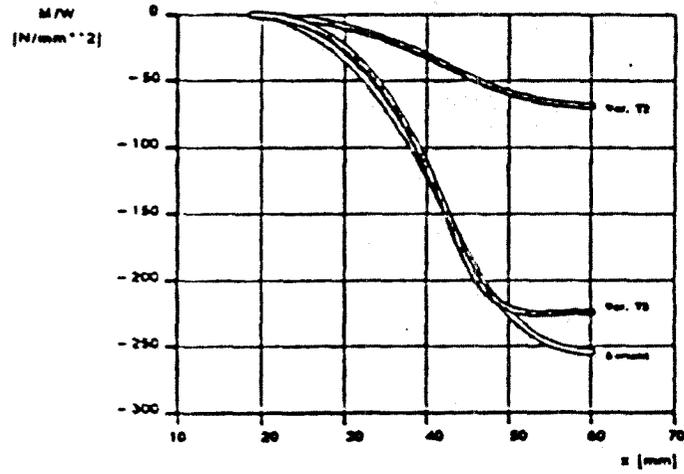
Biegelinie



Berichtnr. 83168; Trager; t=30min

Vergleich: Bericht, Var. T2, T3

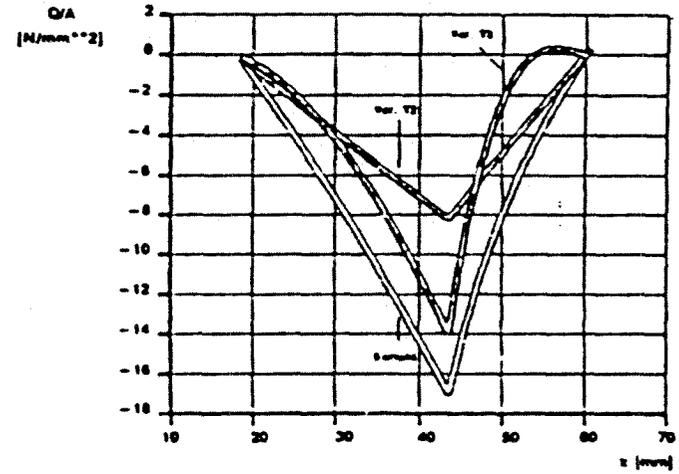
M/W - Verlauf



Berichtnr. 83168; Trager; t=30min

Vergleich: Bericht, Var. T2, T3

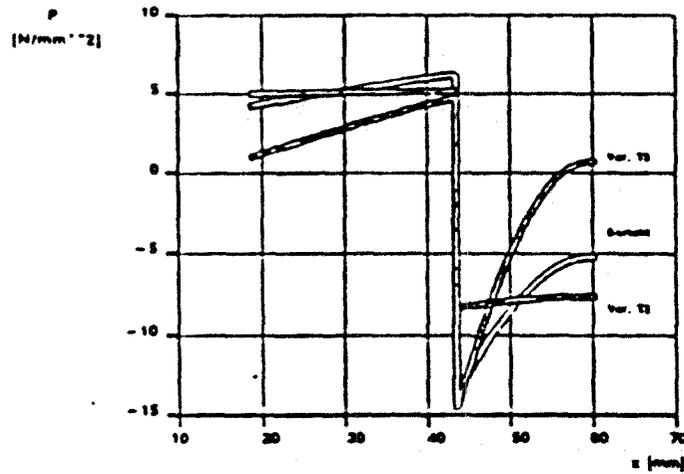
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 83168; Trager; t=30min

Vergleich: Bericht, Var. T2, T3

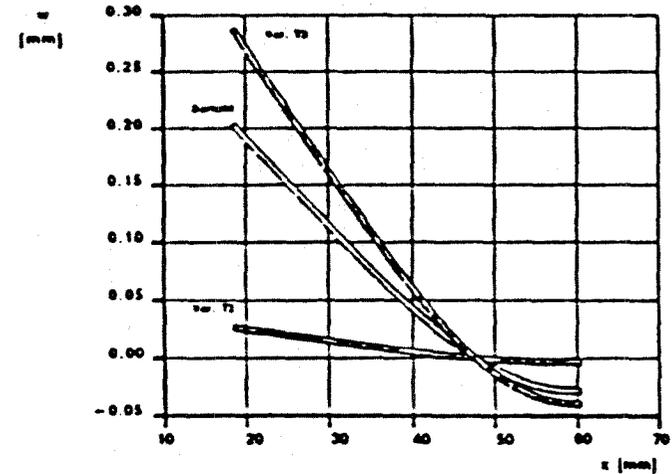
Pressung



Berichtnr. 83168; Trager; t=30min

Vergleich: Bericht, Var. T2, T3

Biegelinie



### 4.3.3 Stabdübelverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Stahlblech

#### A. Untersuchungsbericht 81 1115

Probekörper Nr.	Konstruktionsmerkmale der zu verbindenden Holzbauteile aus Brettschichtholz (Maße in mm)	Blech- dicke mm	Stabdübel		Feuer- wider- stand dauer min
			An- zahl	Ø mm	
1	Abschnitt 2.1: Anschluß mit Stabdübeln nach DIN 1052 Teil 1 	6	6	10	40
2					42

#### Prüfbericht 811115 - Zugstrebe

l = 150 mm  
6 Ø 10

SH: 72.0 mm  
Stahlblech: 6.0 mm

#### Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz  
 $P = 1.25 \cdot 2 \cdot 6 \cdot 5.5 \cdot 72.0 \cdot 10 = 59\ 400\ \text{N}$   
 $P = 1.25 \cdot 2 \cdot 6 \cdot 33 \cdot 10^2 = 49\ 500\ \text{N}$

Lasche aus Stahlblech:  
 $P = 1.25 \cdot 6 \cdot 51 \cdot 10^2 = 38\ 250\ \text{N}$

maßgebend: Biegung Stahlblech

zulP = 38 250 N

prüfP = 37 120 N = 0.97 zulP

$$l/d = 15 \quad a_s = 7.2 \quad a_{s,t}/d = 4.8 \quad a_m/d = 0.6$$

$$(t = 40 \text{ Min})$$

$$a_m/a_s = 0.08$$

Verhalten bei Prüfung:

Versuch 1: 0.97 \* zulP —————> Herausziehen nach 40 Min  
 Versuch 2: 0.97 \* zulP —————> Herausziehen nach 42 Min

### Nachrechnen der Prüfung

Biegemomente und Querkräfte nehmen zunächst zu - wegen der sich verkürzenden Bettungslänge. Entsprechend nehmen die indirekt zu übertragenden Kräfte ab um nach 35 Minuten wieder den Wert des Ausgangszustandes anzunehmen. Im Ausgangszustand liegt  $F_{1,2}$  bei 64% von P und im Versagenszustand nicht wesentlich darüber (siehe Darstellungen für Variante 20).

Um den Bezug der folgenden Varianten zur geprüften Version für P = zulP herzustellen werden die Varianten für t = 30 Minuten der geprüften Version für t = 40 Minuten gegenübergestellt.

### Variante 811115/Z1 bzw. Z4

Das Seitenholz wird (bei verkürzter Stablänge) soweit reduziert, daß die Lochleibungsspannung maßgebend wird:  $zulP = prüfP = 37120 \text{ N}$

$$l = 96 \text{ mm}$$

$$6 \text{ } \phi \text{ } 10$$

SH: 45.0 mm  
 Stahlblech: 6.0 mm

Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 45.0 * 10 = 37\ 120 \text{ N}$$

$$P = 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 49\ 500 \text{ N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250 \text{ N}$$

maßgebend: Lochleibung SH

$$P = zulP = 37\ 120 \text{ N}$$

$$l/d = 9.6 \quad a_s = 4.5 \quad a_{s,t}/d = 2.7 \quad a_n/d = 0.6$$

$$(t = 30 \text{ Min})$$

$$a_n/a_s = 0.13$$

Die Verbindung wird durch die Verkürzung des Seitenholzes etwas steifer, entsprechend nehmen Biegemomente und Querkräfte geringfügig zu. Die Pressung im Bereich des Seitenholzes ist größer als bei der geprüften Version und könnte kritisch werden.

Die indirekt zu übertragenden Kräfte sind geringer als bei der geprüften Version:

$$F_{i,s,d}(z_1) \approx 0.9 * F_{i,s,d}(z) \quad (\text{bei } t = 30 \text{ Minuten})$$

Ein Versagen aufgrund Herausziehen wird verzögert, dafür wird Holzbruch im SH früher erwartet.

#### Variante 811115/Z2 und Z3

Statt 6  $\varnothing$  10 werden 2  $\varnothing$  18.75 und 8  $\varnothing$  8.53 untersucht - unter Beibehaltung der Ausgangsabmessungen.

#### Variante 811115/Z2

$$l = 150 \text{ mm}$$

$$2 \varnothing 18.75$$

$$\text{SH: } 72.0 \text{ mm}$$

$$\text{Stahlblech: } 6.0 \text{ mm}$$

#### Zulässige Belastung:

$$\text{SH: brettschichtverleimtes Holz}$$

$$P = 1.25 * 2 * 2 * 5.5 * 72.0 * 18.75 = 37\,120 \text{ N}$$

$$P = 1.25 * 2 * 2 * 33 * 18.75^2 = 58\,010 \text{ N}$$

$$\text{Lasche aus Stahlblech:}$$

$$P = 1.25 * 2 * 51 * 18.75^2 = 44\,820 \text{ N}$$

maßgebend: Lochleibung SH

$$P = \text{zul}P = 37\,120 \text{ N}$$

$$l/d = 6.4 \quad a_s = 3.8 \quad a_{s,t}/d = 2.9 \quad a_n/d = 0.32$$

$$(t = 30 \text{ Min})$$

$$a_n/a_s = 0.08$$

## Variante 811115/Z3

$$l = 150 \text{ mm}$$

$$8 \cdot 8.53$$

$$\text{SH: } 72.0 \text{ mm}$$

$$\text{Stahlblech: } 6.0 \text{ mm}$$

## Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 1.25 \cdot 2 \cdot 8 \cdot 5.5 \cdot 72.0 \cdot 8.53 = 67\,560 \text{ N}$$

$$P = 1.25 \cdot 2 \cdot 8 \cdot 33 \cdot 8.53^2 = 48\,020 \text{ N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 \cdot 8 \cdot 51 \cdot 8.53^2 = 37\,120 \text{ N}$$

maßgebend: Biegung im Bereich Stahlblech

$$P = \text{zul}P = 37\,120 \text{ N}$$

$$l/d = 14.1 \quad a_s = 8.4 \quad a_{s,t}/d = 6.3 \quad a_m/d = 0.70$$

$$(t = 30 \text{ Min})$$

$$a_m/a_s = 0.08$$

Aufgrund der größeren Stabsteifigkeit erhöhen sich bei Z2 die Biegemomente (auch gegenüber der geprüften Version für  $t = 30$  Minuten).

Ebenso vergrößern sich die bezogenen Querkräfte und die Pressung im Bereich des Seitenholzes.

Bei der Variante Z3 liegen die bezogenen Schnittgrößen etwa bei denen der geprüften Version.

Die indirekt zu übertragenden Kräfte sind:

$$F_{1sd} = 2 \cdot 3\,632 \text{ N} = 7\,264 \text{ N} \quad (Z2)$$

$$F_{1sd} = 8 \cdot 1\,540 \text{ N} = 12\,320 \text{ N} \quad (Z3)$$

$$F_{1sd} = 6 \cdot 1\,899 \text{ N} = 11\,394 \text{ N} \quad (Z \text{ bei } t = 30 \text{ Min})$$

Für Z2 kann bei entsprechendem Mindestwert für  $a_s$  eine erheblich höhere Feuerwiderstandsdauer erwartet werden. Z3 könnte gerade noch eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten erzielen.

Variante 811115/Z4 und Z5

Für Stab  $\phi$  10 werden die Abmessungen anteilig so vergrößert, daß die Stablänge  $l = 200$  mm beträgt (=Z4) bzw. entsprechend verringert, so daß die Stablänge  $l = 120$  mm wird (=Z5).

#### Variante 811115/Z4

$l = 200$  mm  
6  $\phi$  10

SH: 96.0 mm  
Stahlblech: 8.0 mm

#### Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz  
 $P = 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 96.0 * 10 = 79\ 200$  N  
 $P = 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 49\ 500$  N

Lasche aus Stahlblech:  
 $P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250$  N

maßgebend: Biegung im Bereich Stahlblech

$$P = \text{zul}P = 38\ 250$$
 N

$l/d = 20$        $a_s = 9.6$        $a_{s,1}/d = 7.8$        $a_s/d = 0.8$   
 (t = 30 Min)  
 $a_s/a_s = 0.08$

#### Variante 811115/Z5

$l = 120$  mm  
6  $\phi$  10

SH: 57.6 mm  
Stahlblech: 4.8 mm

#### Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz  
 $P = 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 57.6 * 10 = 47\ 520$  N  
 $P = 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 49\ 500$  N

Lasche aus Stahlblech:  
 $P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250$  N

maßgebend: Biegung Stahlblech

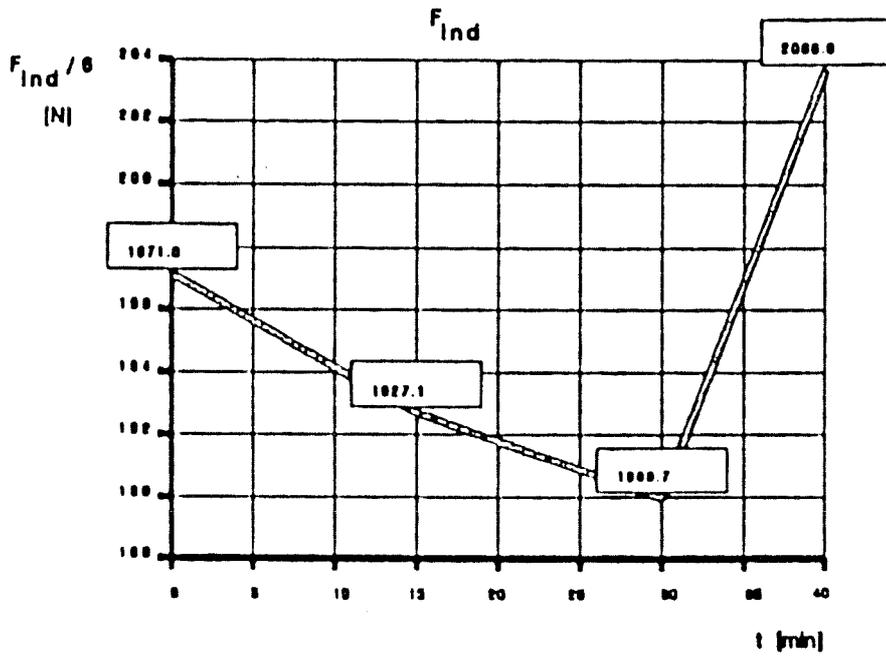
$$P = z_{ulP} = 38\,250 \text{ N}$$

$$\begin{aligned} l/d &= 12 & a_s &= 5.8 & a_{s,t}/d &= 4.0 & a_n/d &= 0.48 \\ & & & & (t &= 30 \text{ Min}) & & \\ a_n/a_s &= 0.08 \end{aligned}$$

Die Variante Z5 ist fast identisch mit der geprüften Version 83169/Z, die für  $P = z_{ulP}$  eine Feuerwiderstandsdauer von  $> 27$  Min erreichte (Balkenbruch) und für  $P = 0.5 * z_{ulP}$  eine Feuerwiderstandsdauer von 38 Min erreichte.

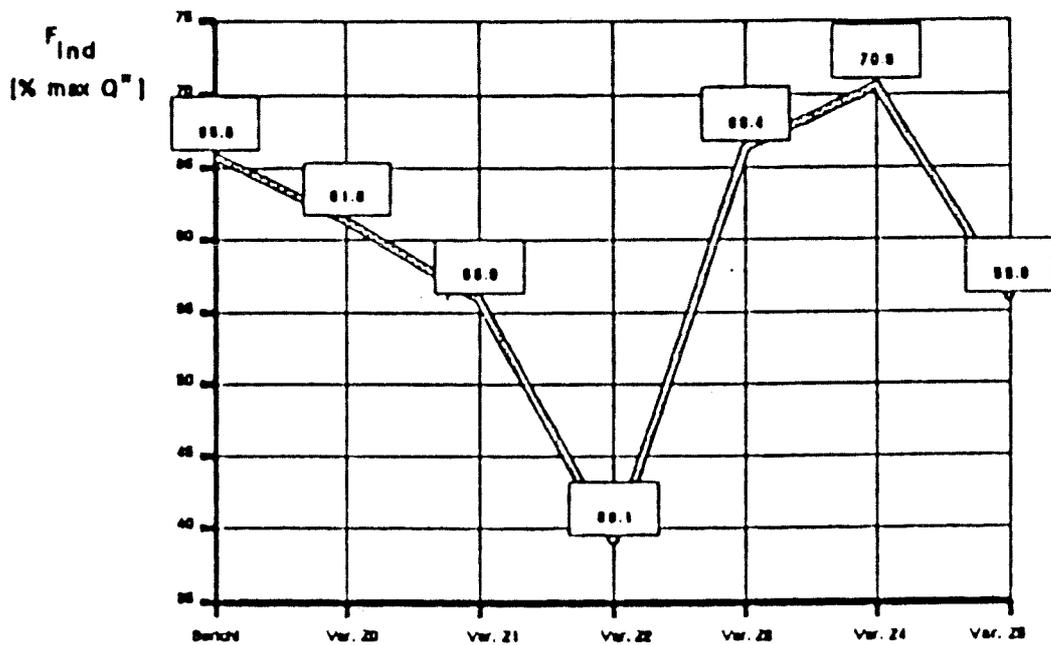
Entsprechend sind die Zeitverläufe und die indirekt zu übertragenden Kräfte fast identisch mit 83169/Z; eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten kann für  $P = z_{ulP}$  ggf. knapp erwartet werden.

Berichtnr. 811116; Zugstrebe; P = 37120N



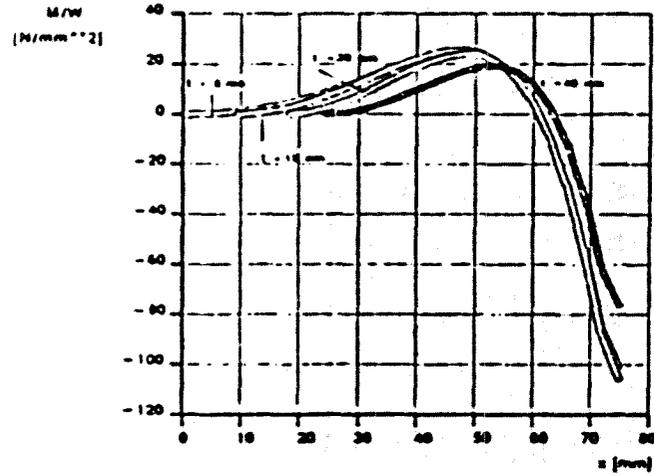
Bericht 811116; Zugstrebe

Bericht: t = 40Min; Variante: t = 30Min



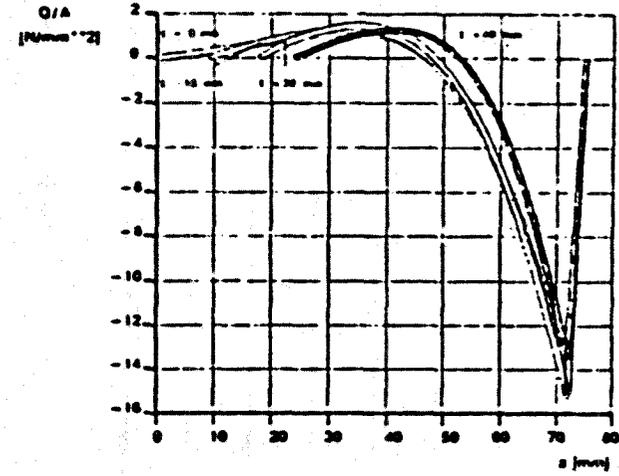
Berichtnr. 811115; Zugstrebe; P = 37120N

M/W - Verlauf



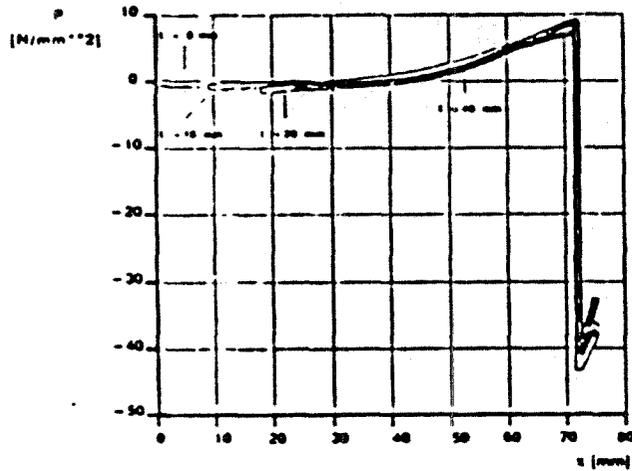
Berichtnr. 811115; Zugstrebe; P = 37120N

Q/A - Verlauf



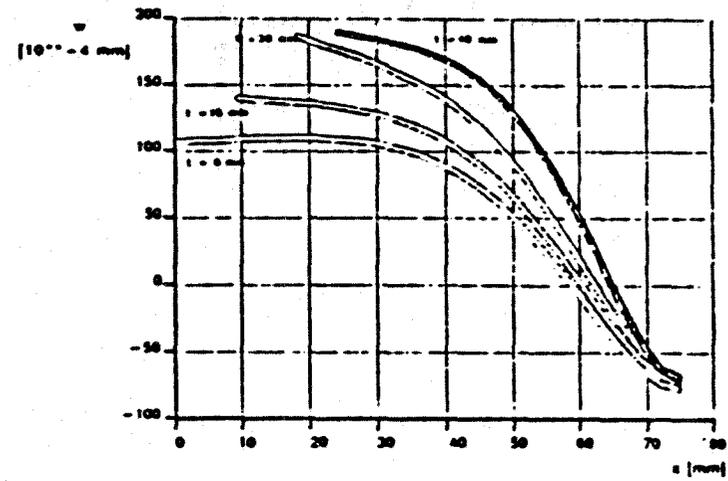
Berichtnr. 811115; Zugstrebe; P = 37120N

Pressung



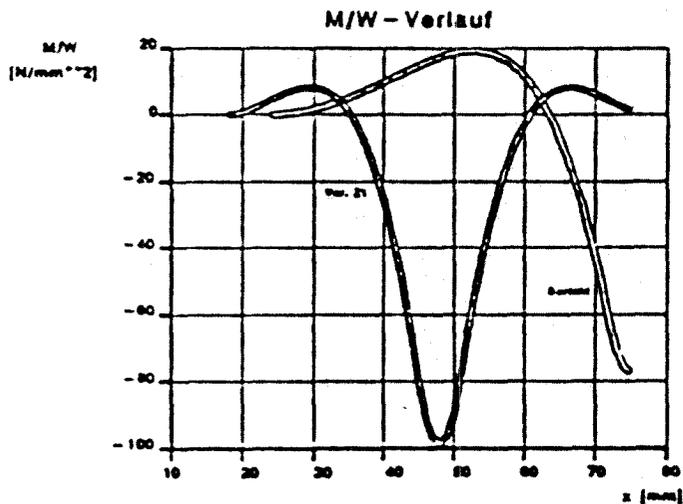
Berichtnr. 811115; Zugstrebe; P = 37120N

Biegelinie



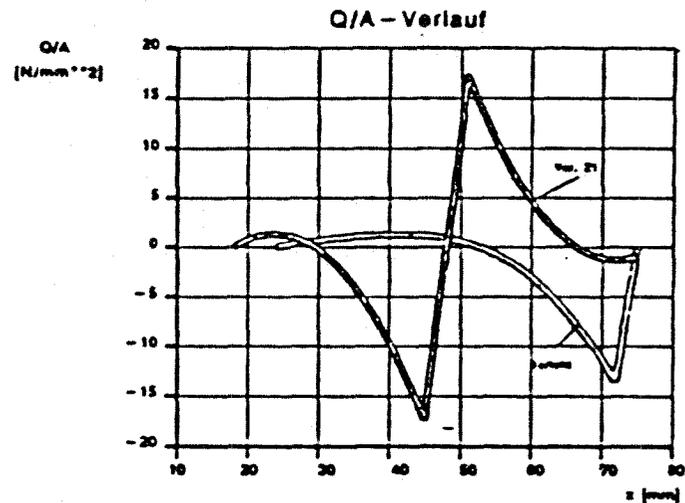
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

2. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z1 (t=30min)



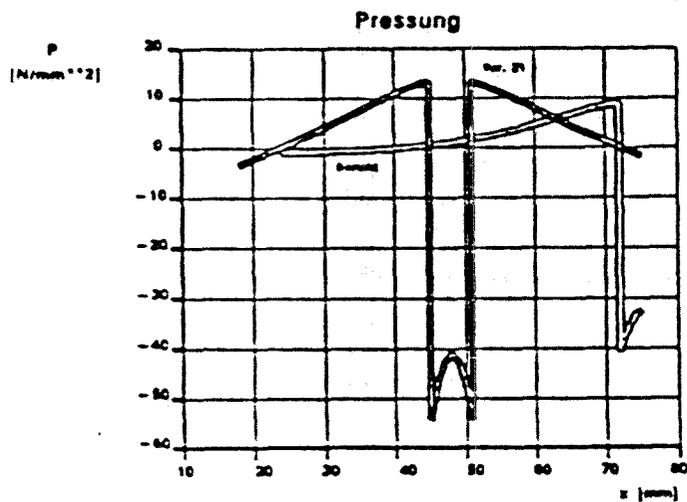
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

2. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z1 (t=30min)



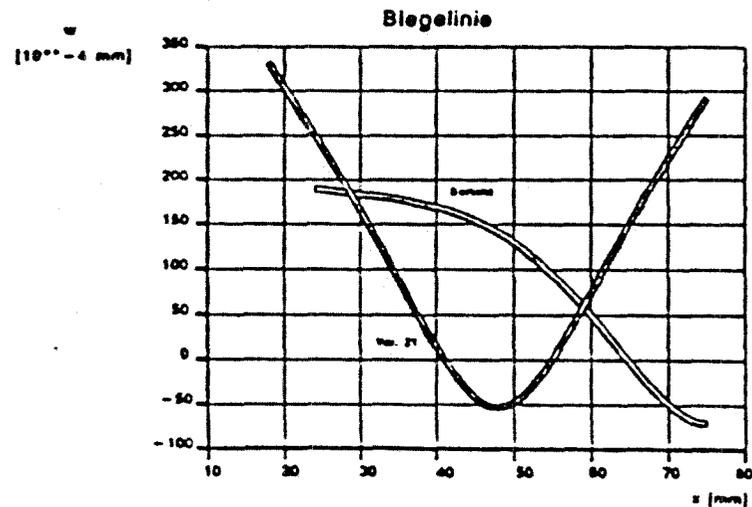
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

2. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z1 (t=30min)



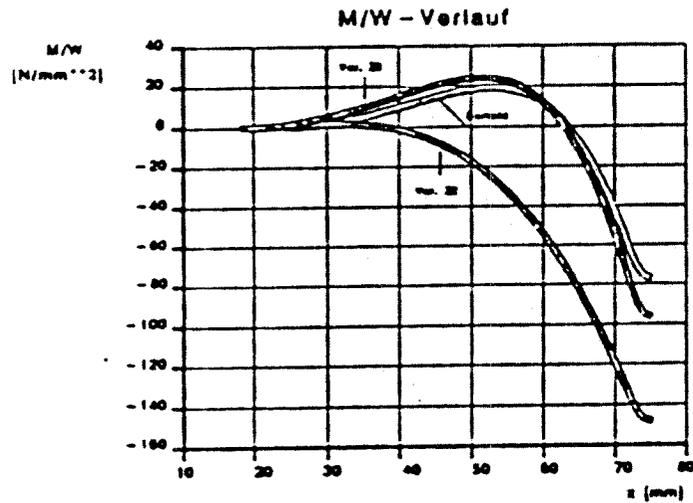
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

2. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z1 (t=30min)



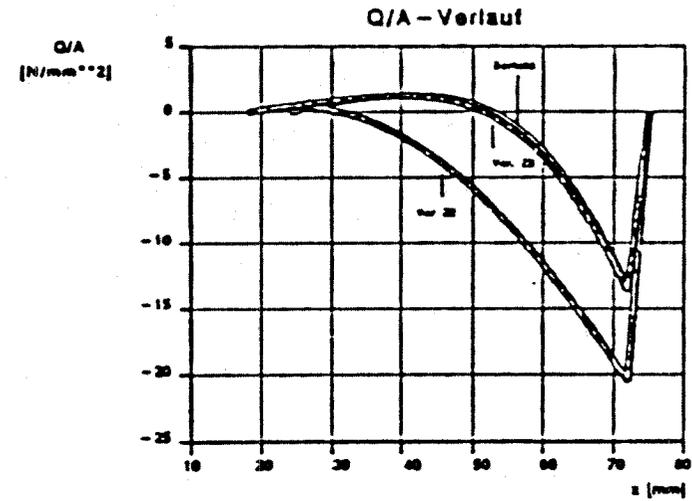
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

3. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z2, Z3 (t=30min)



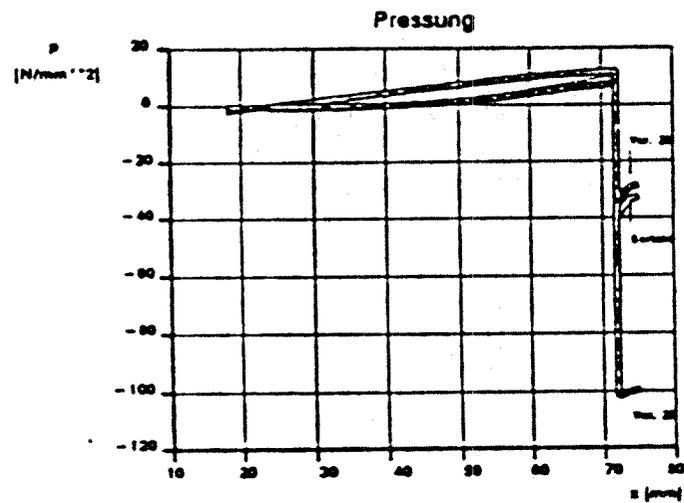
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

3. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z2, Z3 (t=30min)



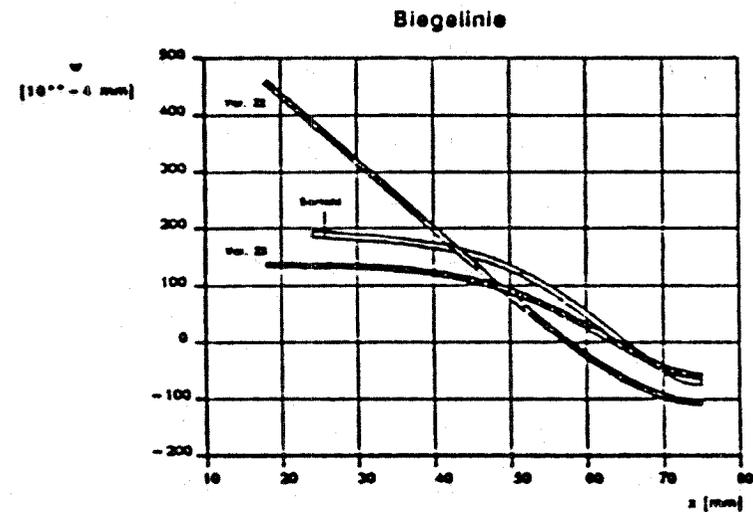
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

3. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z2, Z3 (t=40min)



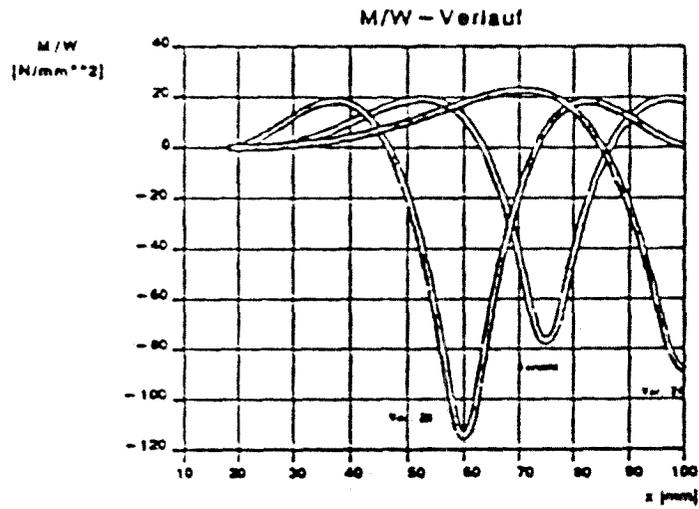
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

3. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z2, Z3 (t=30min)



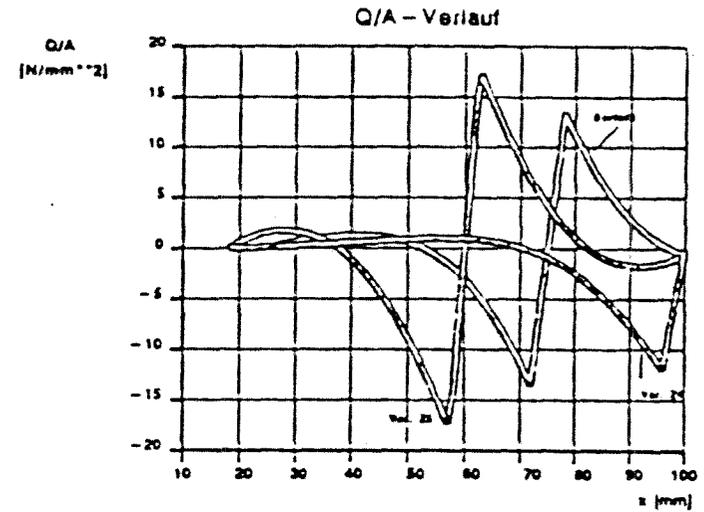
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

4. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z4, Z5 (t=30min)



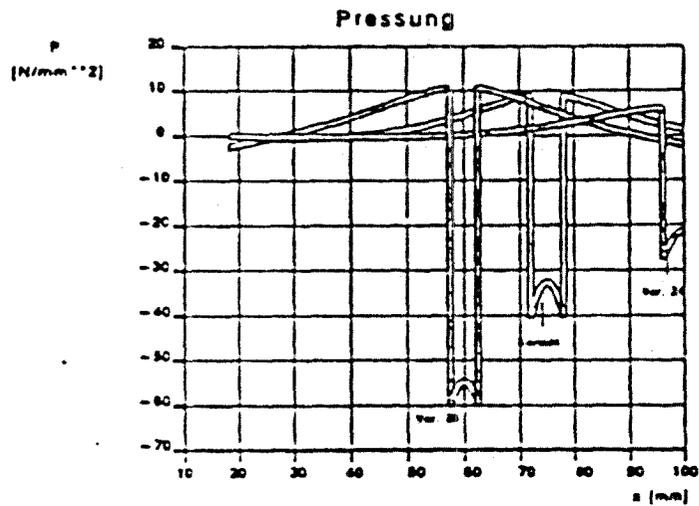
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

4. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z4, Z5 (t=30min)



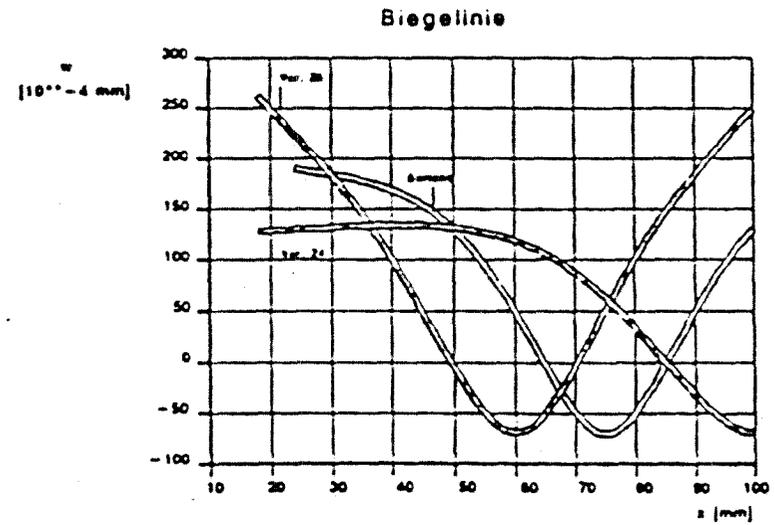
Berichtnr. 811115; Zugstrebe

4. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z4, Z5 (t=30min)



Berichtnr. 811115; Zugstrebe

4. Vergleich: Bericht (t=40min), Var. Z4, Z5 (t=30min)



Prüfbericht 811115 - Träger

l = 150 mm  
6 ∅ 10

SH: 72.0 mm  
Stahlblech: 6.0 mm

## Zulässige Belastung:

SH: brett-schichtverleimtes Holz  
 $P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 72.0 * 10 = 44\ 550\ \text{N}$   
 $P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 37\ 120\ \text{N}$

Lasche aus Stahlblech:  
 $P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250\ \text{N}$

maßgebend: Biegung SH

zulP = 37 120 N

prüfP = 37 120 N = zulP

l/d = 15      a<sub>s</sub> = 7.2      a<sub>s,1</sub>/d = 4.8      a<sub>s</sub>/d = 0.6  
 (t = 40 Min)  
 a<sub>s</sub>/a<sub>s</sub> = 0.08

## Verhalten bei Prüfung:

Versuch 1: zulP —————> Kein Versagen bis 40 Min  
 Versuch 2: zulP —————> Kein Versagen bis 42 Min

Nachrechnen der Prüfung

Die Biegemomente im Bereich des MH (Stahllasche) betragen fast den 4-fachen Wert im Vergleich zur Zugstrebe. Rechnerisch müßte schon im Ausgangszustand eine Teilplastifizierung vorliegen. Im Ausgangszustand liegt F<sub>1,2</sub> bei 48% von max Q\* und erreicht bis zur 40. Minute noch nicht den Ausgangswert.

Variante 811115/T1

Die Abmessungen des Seitenholzes werden soweit verringert, daß Lochleibung (und Biegung) im SH maßgebend wird:

l = 126 mm

6  $\phi$  10

SH: 60.0 mm  
 Stahlblech: 6.0 mm

Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 60.0 * 10 = 37\ 120\ \text{N}$$

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 37\ 120\ \text{N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250\ \text{N}$$

maßgebend: Lochleibung und Biegung SH

$$P = \text{zul}P = 37\ 120\ \text{N}$$

$$l/d = 12.6 \quad a_s = 6.0 \quad a_{s,t}/d = 3.6 \quad a_s/d = 0.6$$

$$(t = 40\ \text{Min})$$

$$a_s/a_s = 0.10$$

Die Verbindung wird steifer und zumindest bis zur 30. Minute überwiegt noch nicht der Einfluß der stärkeren Erwärmung des verkürzten Stabes: Biegemomente und Querkräfte sind größer als bei der geprüften Version; die Stabplastifizierung im Bereich des MH (Stahlblech) nimmt weiter zu, so daß die defacto indirekt zu übertragenden Kräfte größer sein werden als die rechnerisch ermittelten:  $F_{1,d} = 22\ \% \text{ von max } Q^*$ .

Die Pressung im SH nimmt erwartungsgemäß zu; Holzbruch kann vor 40 Minuten eintreten

#### Variante 811115/T2 und T3

Statt 6  $\phi$  10 werden 2  $\phi$  25 (= T2) bzw. 8  $\phi$  8.66 (= T3) angeordnet.

#### Variante 811115/T2

1 = 150 mm  
 2  $\phi$  25

SH: 72.0 mm  
 Stahlblech: 6.0 mm

## Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 2 * 5.5 * 72.0 * 25 = 37\ 120\ \text{N}$$

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 2 * 33 * 25^2 = 77\ 340\ \text{N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 2 * 51 * 25^2 = 79\ 690\ \text{N}$$

maßgebend: Lochleibung SH

$$P = z_{ul}P = 37\ 120\ \text{N}$$

$$l/d = 6.0 \quad a^* = 2.9 \quad a_{s,1}/d = 2.2 \quad a_s/d = 0.24$$

$$(t = 30\ \text{Min})$$

$$a_s/a^* = 0.08$$

## Variante 811115/T3

$$l = 150\ \text{mm}$$

$$8 \ \# \ 8.66$$

SH: 72.0 mm

Stahlblech: 6.0 mm

## Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 8 * 5.5 * 72.0 * 8.66 = 51\ 440\ \text{N}$$

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 8 * 33 * 8.66^2 = 37\ 120\ \text{N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 8 * 51 * 8.66^2 = 38\ 250\ \text{N}$$

maßgebend: Biegung SH

$$P = z_{ul}P = 37\ 120\ \text{N}$$

$$l/d = 17.3 \quad a^* = 8.3 \quad a_{s,1}/d = 6.2 \quad a_s/d = 0.7$$

$$(t = 30\ \text{Min})$$

$$a_s/a^* = 0.08$$

Beim  $\# 25$  (T2) nehmen die maximalen, bezogenen Schnittgrößen ab, bei unwesentlicher Zunahme der Pressung im SH; beim  $\# 8.66$  (T3) nehmen die bezogenen Schnittgrößen entsprechend zu - mit entsprechend erhöhter Gefahr einer Stabplastifizierung im Bereich des MH (Stahlblech). Für die indirekt zu übertragenden Kräfte erhält man:

$$F_{\text{lad}} = 2 * 196 = 392 \text{ N (T2)}$$

$$F_{\text{lad}} = 8 * 950 = 1900 \text{ N (T3)}$$

Bei der Variante T3 kann vorzeitiges Versagen aufgrund Herausziehen vor 40 Minuten nicht ausgeschlossen werden.

#### Variante 811115/T4 und T5

Für  $\phi$  10 werden die Abmessungen und Kräfte soweit erhöht, daß sich eine Stablänge von  $l = 200$  mm ergibt und weiterhin Biegung im SH maßgebend ist (= T4).

Bei T5 werden für  $\phi$  10 die Abmessungen und Kräfte soweit verringert, daß sich eine Stablänge von  $l = 120$  mm ergibt; maßgebend ist Lochleibung im SH.

#### Variante 811115/T4

$$l = 200 \text{ mm}$$

$$6 \phi 10$$

$$\text{SH: } 96.0 \text{ mm}$$

$$\text{Stahlblech: } 8.0 \text{ mm}$$

#### Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 96.0 * 10 = 59\,400 \text{ N}$$

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 37\,120 \text{ N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\,250 \text{ N}$$

maßgebend: Biegung SH

$$P = \text{zul}P = 37\,120 \text{ N}$$

$$l/d = 20$$

$$a_s = 9.6$$

$$a_{s,1}/d = 7.8$$

$$a_m/d = 0.8$$

$$(t = 30 \text{ Min})$$

$$a_m/a_s = 0.08$$

#### Variante 811115/T5

$$l = 120 \text{ mm}$$

$$6 \phi 10$$

SH: 57.6 mm  
 Stahlblech: 4.8 mm

Zulässige Belastung:

SH: brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 57.6 * 10 = 35\ 640\ \text{N}$$

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 37\ 120\ \text{N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250\ \text{N}$$

maßgebend: Lochleibung SH

$$P = z_{ul}P = 35\ 640\ \text{N}$$

$$l/d = 12 \quad a_s = 5.8 \quad a_{s,t}/d = 4.0 \quad a_w/d = 0.48$$

$$(t = 30\ \text{Min})$$

$$a_w/a_s = 0.08$$

Sofern Biegung im Bereich des MH (Stahlbleches) unbeachtet bleibt, verhält sich hinsichtlich Herausziehen Stab (T5) günstiger als der längere Stab; d.h. zumindest bis  $t = 30$  Min. dominiert noch nicht der ungünstigere Temperatureinfluß beim kurzen Stab: die indirekt zu übertragenden Kräfte sind kleiner als bei der geprüften Version.

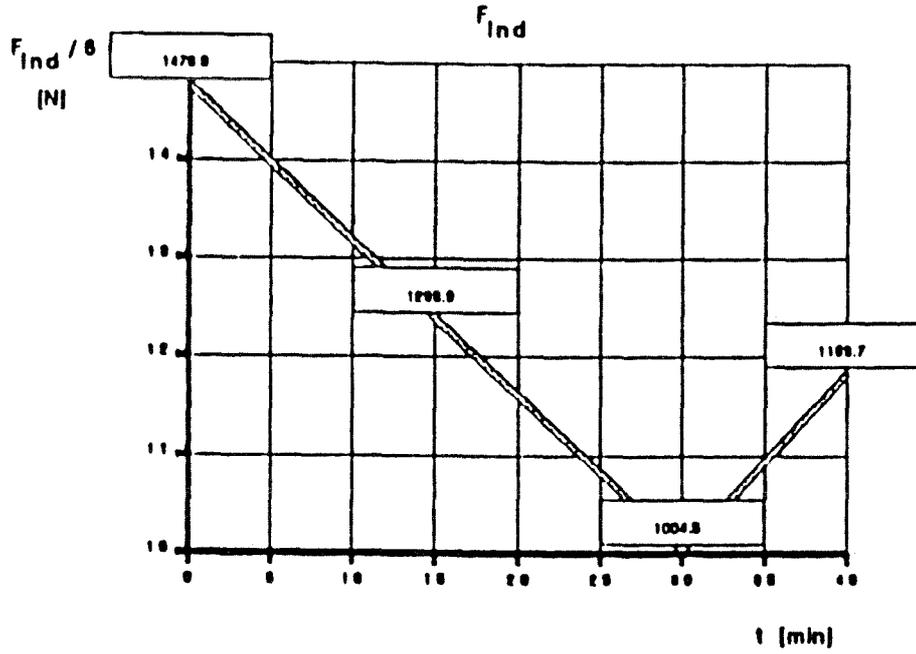
$$F_{ind} = 50\ \% \text{ von max } Q^* \quad (T4)$$

$$F_{ind} = 20\ \% \text{ von max } Q^* \quad (T5)$$

Somit ist Versagen aufgrund Herausziehen bei T5 nicht zu erwarten. Bei T4 sind zwar die indirekt übertragbaren Kräfte größer, dennoch kann ein Versagen aufgrund Herausziehen vor 40 Minuten nicht ausgeschlossen werden.

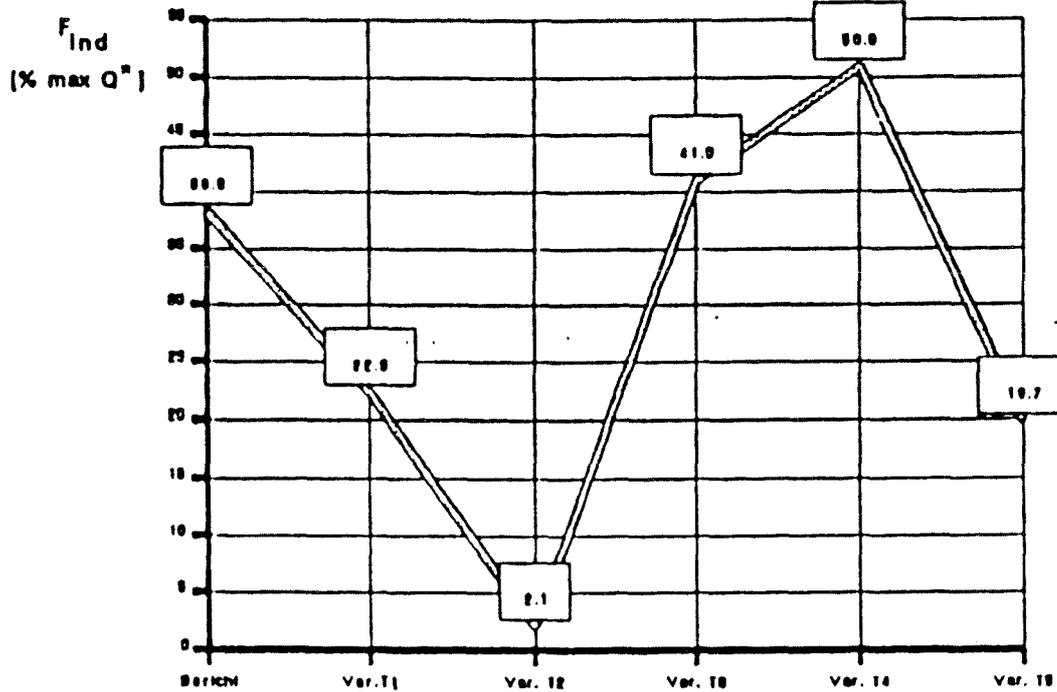
Die Variante T5 ist fast identisch mit der geprüften Version 83169/T (vgl. Variante 83169/T0). Jedoch wurde im Versuch auch bei  $prüfP = 0.65 * z_{ul}P$ , Balkenbruch nach 32 Minuten beobachtet, so daß auch hier bei einer mittleren Pressung von  $6\ \text{N/mm}^2$  für  $P = z_{ul}P$  Balkenbruch vor 30 Minuten zu erwarten ist.

Berichtnr. 811116; Trager; P=37120N



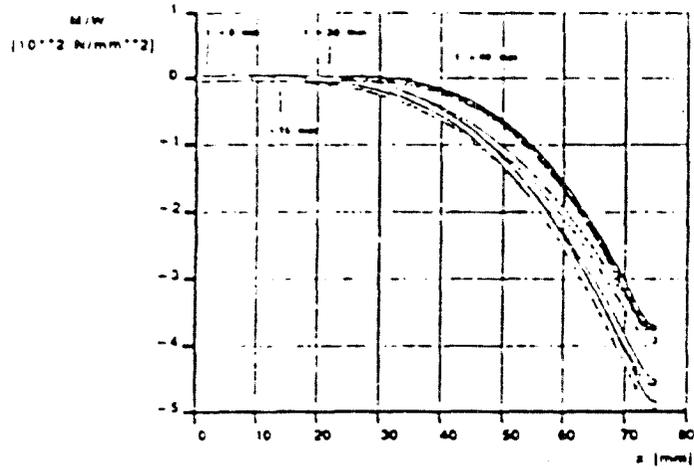
Bericht 811116; Trager

Bericht: t=40Min; Variante: t=30Min



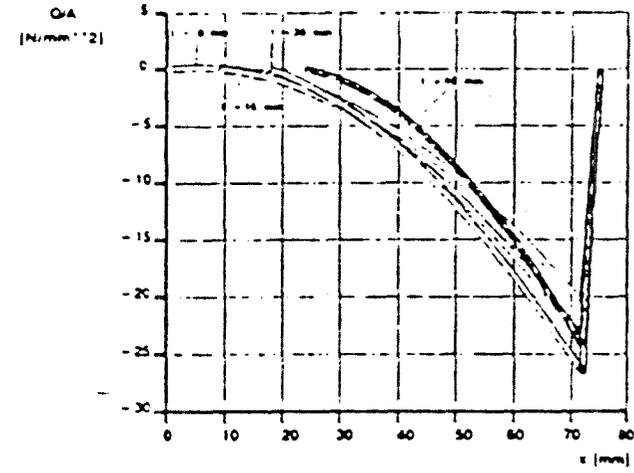
Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

M/W - Verlauf



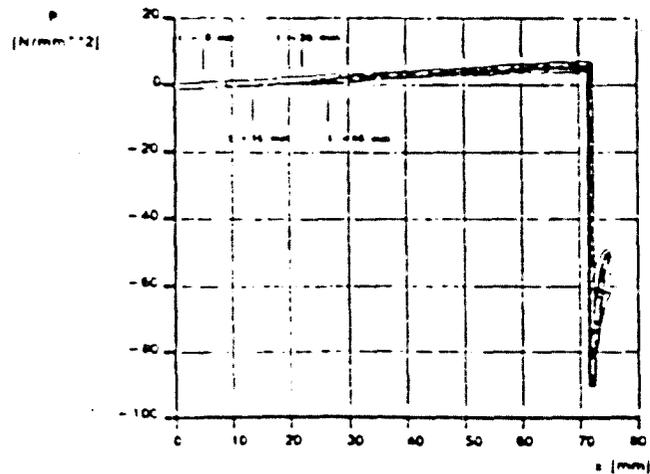
Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

Q/A - Verlauf



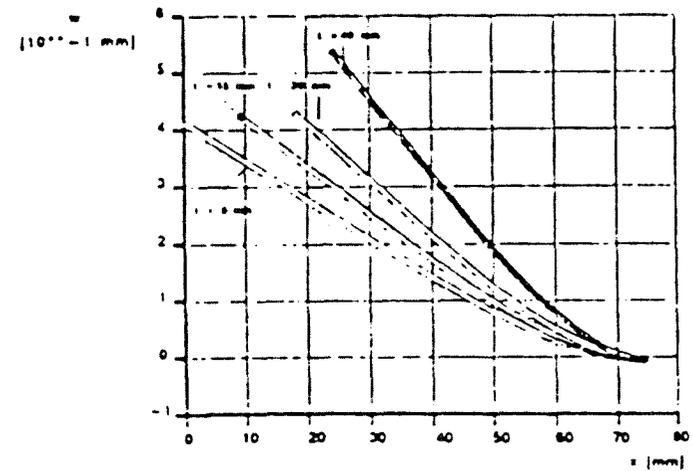
Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

Pressung



Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

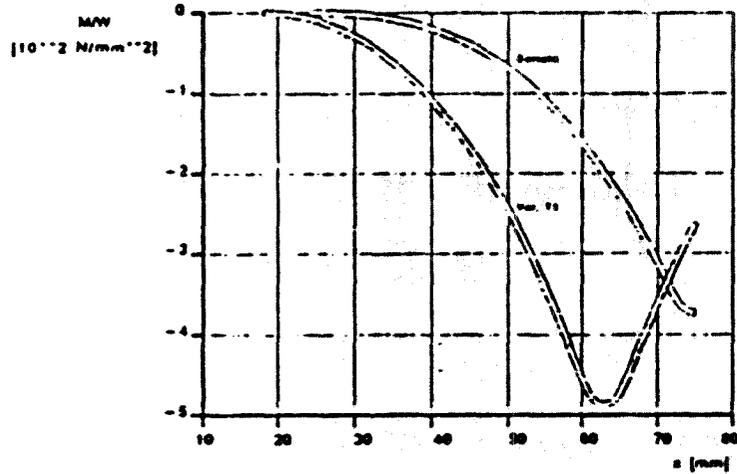
Biegelinie



Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

1. Vergleich: Bericht (t = 40min), Var. T1 (t = 30min)

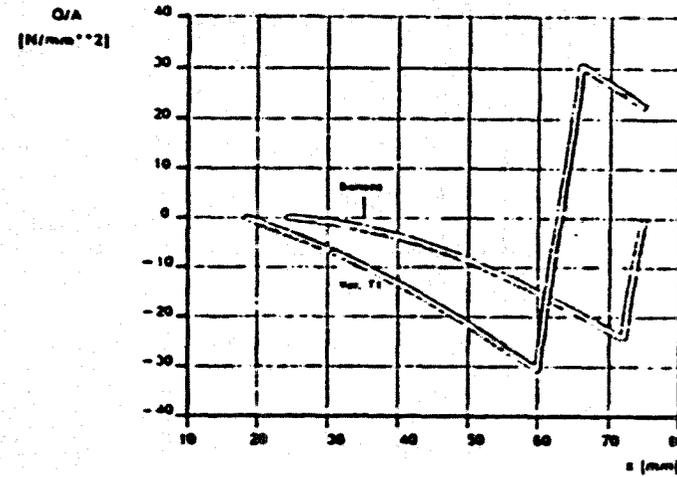
M/W - Verlauf



Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

1. Vergleich: Bericht (t = 40min), Var. T1 (t = 30min)

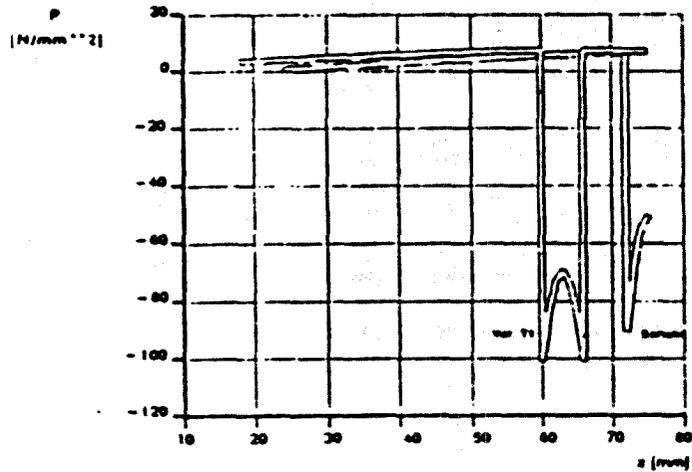
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

1. Vergleich: Bericht (t = 40min), Var. T1 (t = 30min)

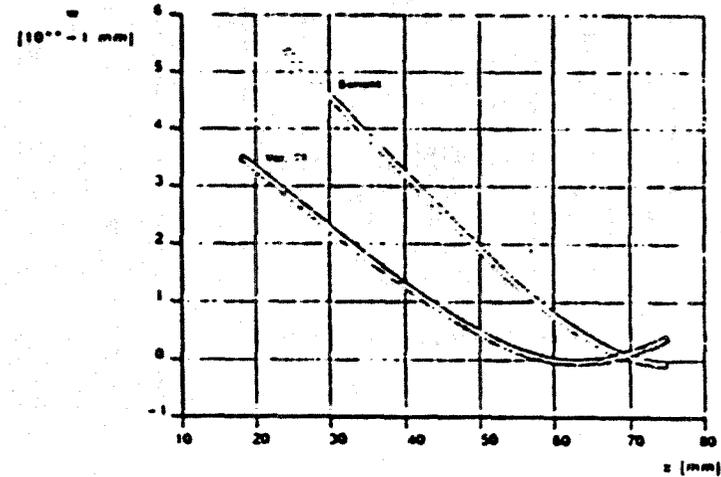
Pressung



Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

1. Vergleich: Bericht (t = 40min), Var. T1 (t = 30min)

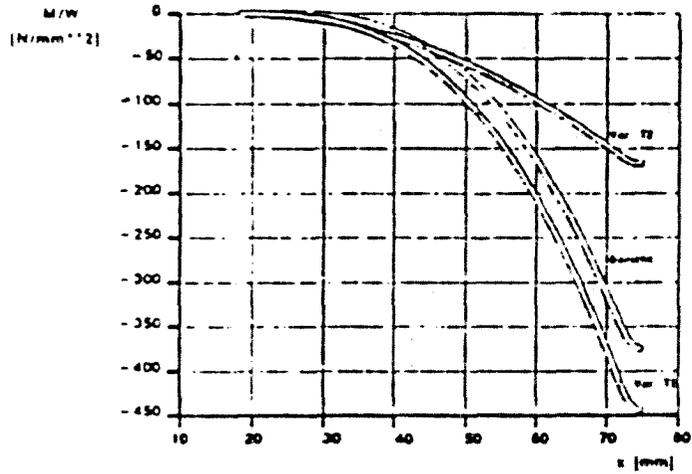
Biegelinie



Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

2. Vergleich: Bericht (t = 40min), Var. T2, T3 (t = 30min)

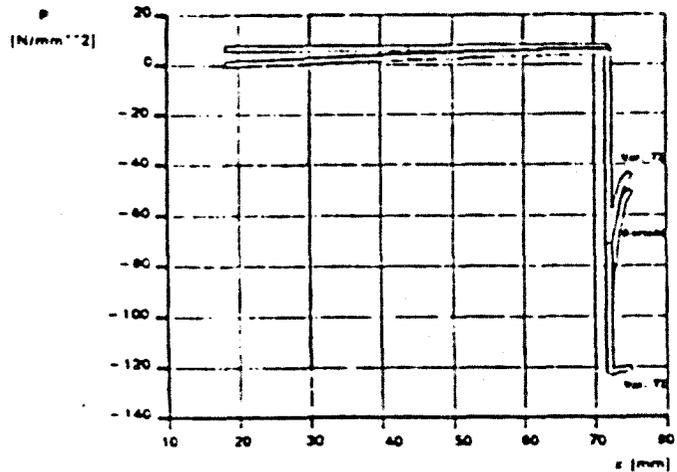
M/W - Verlauf



Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

2. Vergleich: Bericht (t = 40min), Var. T2, T3 (t = 30min)

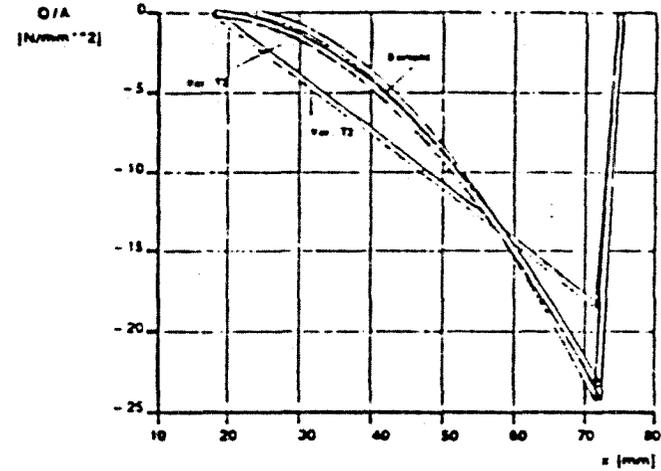
Pressung



Berichtnr. 811114; Trager; P = 37120N

2. Vergleich: Bericht (t = 40min), Var. T2, T3 (t = 30min)

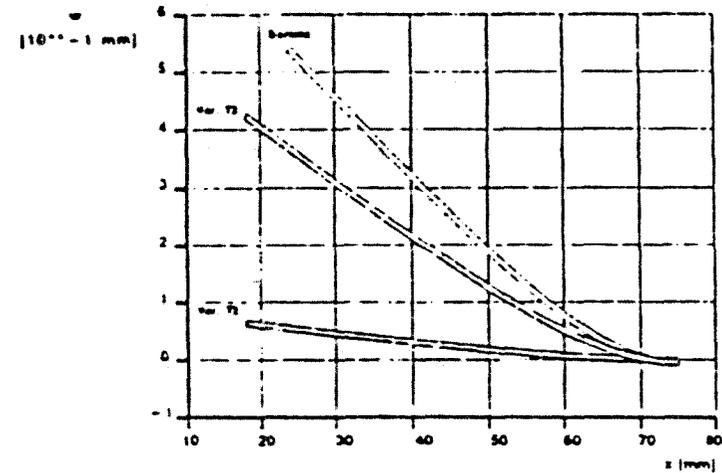
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 811115; Trager; P = 37120N

2. Vergleich: Bericht (t = 40min), Var. T2, T3 (t = 30min)

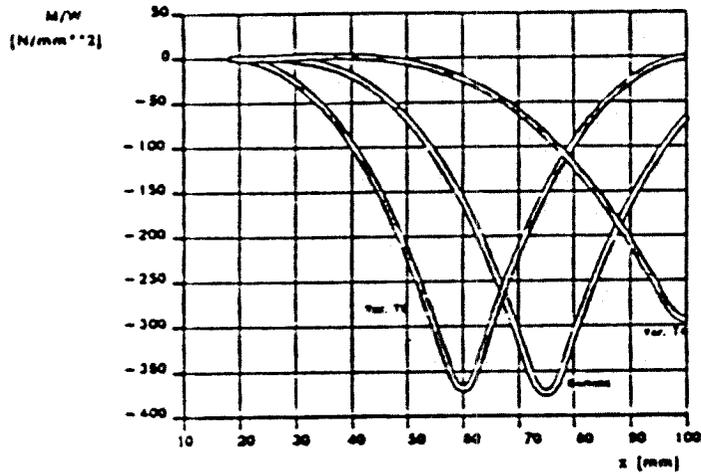
Biegelinie



Berichtnr. 811115; Traeger

Vergleich: Bericht (t=40min), Var. T4, T5 (t=30min)

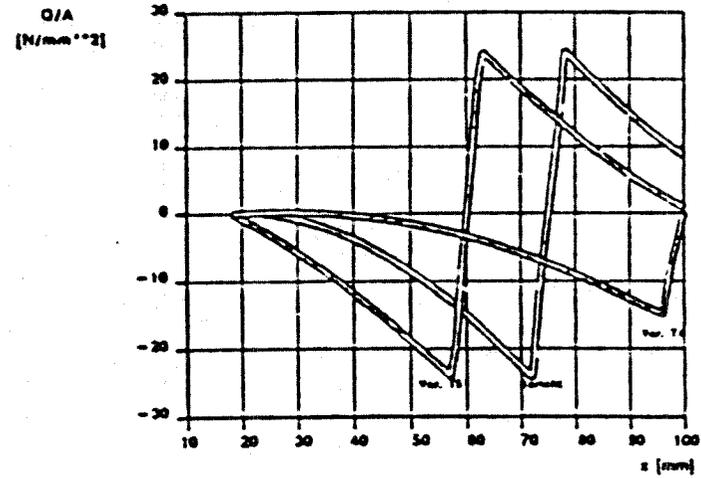
M/W - Verlauf



Berichtnr. 811115; Traeger

Vergleich: Bericht (t=40min), Var. T4, T5 (t=30min)

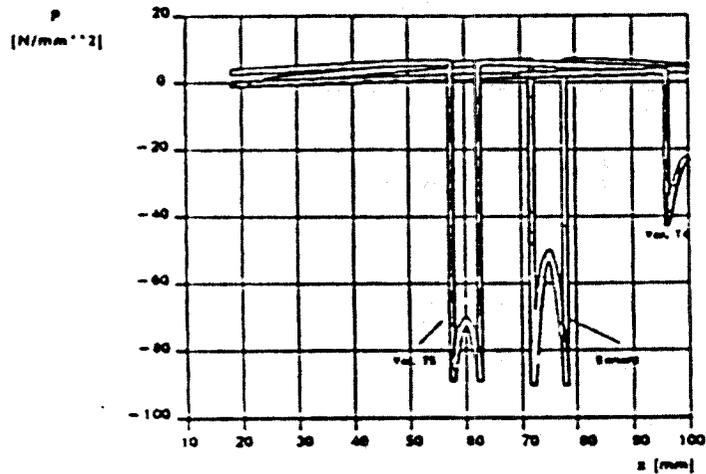
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 811115; Traeger

Vergleich: Bericht (t=40min), Var. T4, T5 (t=30min)

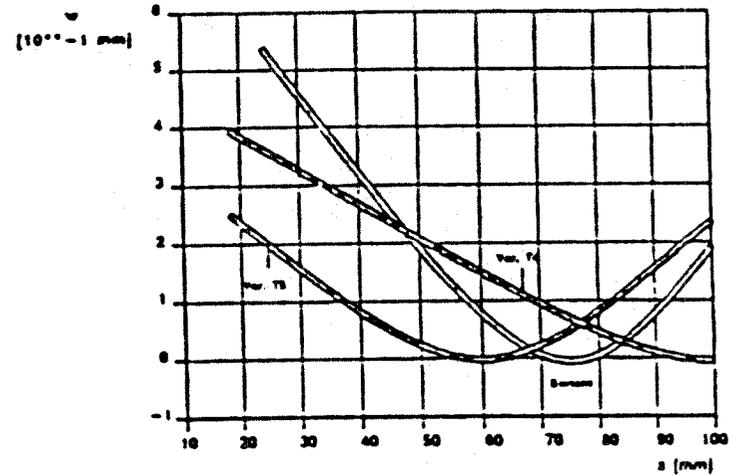
Pressung



Berichtnr. 811115; Traeger

Vergleich: Bericht (t=40min), Var. T4, T5 (t=30min)

Biegelinie



**B. Untersuchungsbericht 83 169**

Die Probekörper bestanden jeweils aus einem 1500 mm langen Balken aus Brett-schichtverleimtem Holz der Gkl. I (120 x 260 mm) und einer Zugstrebe (20 x 120), ebenfalls aus Brett-schichtverleimtem Holz der Gkl. I. Die Zugstrebe war jeweils rechtwinklig unter dem Balken mittels einer innenliegenden Zuglasche aus Stahlblech (6 x 100 x 440 mm) befestigt. Der Anschluß wurde nach Vorbohrung mit jeweils 6 Stabdübeln  $\phi$  10,  $l = 120$  mm, hergestellt. In die in der Stütze neben dem Blech verbleibenden, 10 mm tiefen Schlitzte wurde 6 mm dickes Sperrholz geleimt.

In den Probekörpern 1 und 2 wurde das Versagen jeweils durch einen Bruch des Balkens oberhalb der Strebe ausgelöst; beim Probekörper 1 riß der Balken hierbei in Höhe der unteren Stabdübel bis kurz vor das Auflager auf. Beim Probekörper 3 zog sich die gabelförmig ausgebildete Zugstrebe von der Stahllasche, der Bruch des Balkens stand aber auch hier unmittelbar bevor.

Probekörper Nr.	Konstruktionsmerkmale der zu verbindenden Holzbauteile aus Brett-schichtholz, Güteklasse I (Maße in mm)	Blechdicke mm	Stabdübel		$\frac{F}{zul.F}$	Feuerwiderstandsdauer min
			Anzahl	$\phi$ mm		
1	Anschluß mit Stabdübeln nach DIN 1052 Teil 1 	6	6	10	1,0	27
2					0,5	32
3					0,5	38

**Prüfbericht 83169 - Zugstrebe**

l = 120 mm  
6  $\phi$  10

SH: 57.0 mm  
MH: 6.0 mm

**Zulässige Belastung:**

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 57.0 * 10 = 47\ 020\ \text{N}$$

$$P = 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 49\ 500\ \text{N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250\ \text{N}$$

maßgebend: Stabbiegung in der Stahlblechlasche

$$zulP = 38\ 250\ \text{N}$$

$$prüfP_1 = 37\ 120\ \text{N} = 1.03\ zulP \quad (\text{Versuch 1})$$

$$prüfP_2 = 18\ 560\ \text{N} = 0.49\ zulP \quad (\text{Versuch 2})$$

$$prüfP_3 = 18\ 560\ \text{N} = 0.49\ zulP \quad (\text{Versuch 3})$$

$$l/d = 12$$

$$a_s/d = 5.7$$

$$a_{s,t}/d = 4.1$$

$$a_n/d = 0.6$$

$$(t = 27\ \text{Min})$$

$$a_n/a_s = 0.10$$

**Verhalten bei Prüfung:**

Versuch 1: 1.03 \* zulP —————&gt; Kein Versagen vor 27 Min

Versuch 2: 0.49 \* zulP —————&gt; Kein Versagen vor 32 Min

Versuch 3: 0.49 \* zulP —————&gt; Herausziehen nach 38 Min

**Nachrechnen der Prüfung**

Die maximalen Biegemomente (und Querkräfte) nehmen bis etwa zur 25. Minute zu - wegen abnehmender Bettungslänge und somit zunehmender Steifigkeit. Danach überwiegt der Temperatureinfluß. Die indirekt zu übertragenden Kräfte wachsen nach etwa 35 Minuten wieder auf jene des Ausgangszustandes an. Im Vergleich zum Träger ist  $F_{s,t}$  deutlich größer und beträgt knapp 60% von P. Ein Versagen aufgrund von Herausziehen ist wahrscheinlicher als Holzbruch.

**Variante 83169/Z1 bzw. Z5**

Es werden die Abmessungen des Seitenholzes soweit reduziert, daß Lochleibung im Seitenholz maßgebend wird. Dabei beträgt die Gesamtlänge der Verbindung nur noch 97 mm.

$$l = 96\ \text{mm}$$

$$6 \ \# \ 10$$

$$\text{SH: } 45.0\ \text{mm}$$

MH: 6.0 mm

Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 45.0 * 10 = 37\ 120\ \text{N}$$

$$P = 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 49\ 500\ \text{N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250\ \text{N}$$

maßgebend: Lochleibung SH

$$zulP = 37\ 120\ \text{N}$$

$$l/d = 9.6$$

$$a_s/d = 4.5$$

$$a_{s,t}/d = 2.9$$

$$a_n/d = 0.6$$

$$(t = 27\ \text{Min})$$

$$a_n/a_s = 0.13$$

Bis zur 27. Minute dominiert noch der günstige Einfluß der geringeren Stabschlankheit gegenüber den ungünstigen Einfluß der stärkeren Erwärmung. Hinsichtlich eines Versagens aufgrund Herausziehen verhält sich diese Variante nicht ungünstiger als die geprüfte Version. Allerdings wird Lochleibungsbruch im Seitenholz wahrscheinlicher.

#### Variante 83169/Z2 und Z3

Statt 6  $\varnothing$  10 werden 2  $\varnothing$  23.7 (=Z2) und 8  $\varnothing$  8.53 (Z3) untersucht.

#### Variante 83169/Z2

$$l = 120\ \text{mm}$$

$$2\ \varnothing\ 23.7$$

SH: 57.0 mm

MH: 6.0 mm

Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 1.25 * 2 * 2 * 5.5 * 57.0 * 23.7 \approx 37\ 120\ \text{N}$$

$$P = 1.25 * 2 * 2 * 33 * 23.7^2 = 92\ 680\ \text{N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 2 * 51 * 23.7^2 = 71\ 610\ \text{N}$$

maßgebend: Lochleibung SH

$$zulP = 37\ 120\ N$$

$$l/d = 5.1 \quad a_s/d = 2.4 \quad a_{s,t}/d = 1.7 \quad a_n/d = 0.25$$

$$a_n/a_s = 0.10 \quad (t = 27\ Min)$$

Variante 83169/Z3

$$l = 120\ mm$$

$$8\ \phi\ 8.53$$

$$SH: 57.0\ mm$$

$$MH: 6.0\ mm$$

Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 1.25 * 2 * 8 * 5.5 * 57.0 * 8.53 = 53\ 480\ N$$

$$P = 1.25 * 2 * 8 * 33 * 8.53^2 = 48\ 020\ N$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 8 * 51 * 8.53^2 = 37\ 120\ N$$

maßgebend: Stabbiegung in der Stahlblechlasche

$$zulP = 37\ 120\ N$$

$$l/d = 14.1 \quad a_s/d = 6.7 \quad a_{s,t}/d = 4.8 \quad a_n/d = 0.6$$

$$a_n/a_s = 0.10 \quad (t = 27\ Min)$$

Für die Variante Z2 (2  $\phi$  23.7) verschwindet die Gefahr eines Versagens aufgrund Herausziehen, dafür ist ein vorzeitiges Versagen aufgrund Holzbruch im SH zu erwarten.

$$F_{l,d} = 2 * 1\ 726\ N = 3\ 452\ N \quad (Z2)$$

$$F_{l,d} = 8 * 1\ 447\ N = 11\ 576\ N \quad (Z3)$$

$$F_{l,d} = 6 * 1\ 823\ N = 10\ 938\ N \quad (Z)$$

Für die Variante Z3 (8  $\phi$  8.53) erhöhen sich die indirekt zu übertragenden Kräfte nur geringfügig gegenüber der geprüften Version. Eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten könnte knapp erreicht werden.

Variante 83169/Z4

Es werden die Abmessungen anteilig vergrößert und die Kräfte erhöht, so daß eine Stablänge von  $l = 150 \text{ mm}$  vorliegt ( $\phi 10$ ).

$l = 150 \text{ mm}$   
 $6 \phi 10$

SH: 71.25 mm  
 MH: 7.50 mm

## Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 71.25 * 10 = 58\ 780 \text{ N}$$

$$P = 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 49\ 500 \text{ N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250 \text{ N}$$

maßgebend: Stabbiiegung in der Stahlblechlasche

$$\text{zul}P = 38\ 250 \text{ N}$$

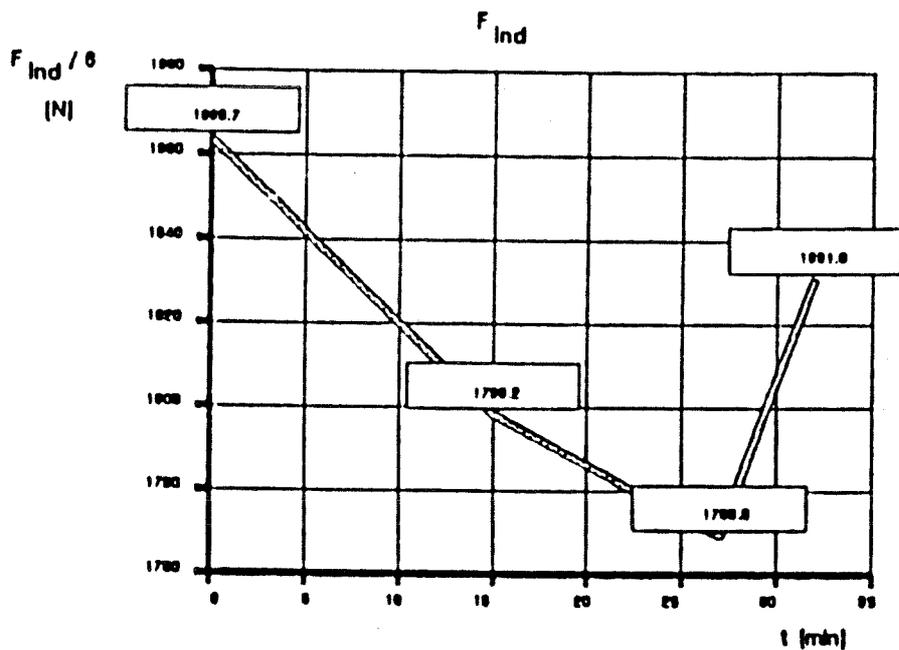
$$l/d = 15 \quad a_s/d = 7.1 \quad a_{s,1}/d = 5.5 \quad a_s/d = 0.7$$

$$a_s/a_s = 0.10 \quad (t = 27 \text{ Min})$$

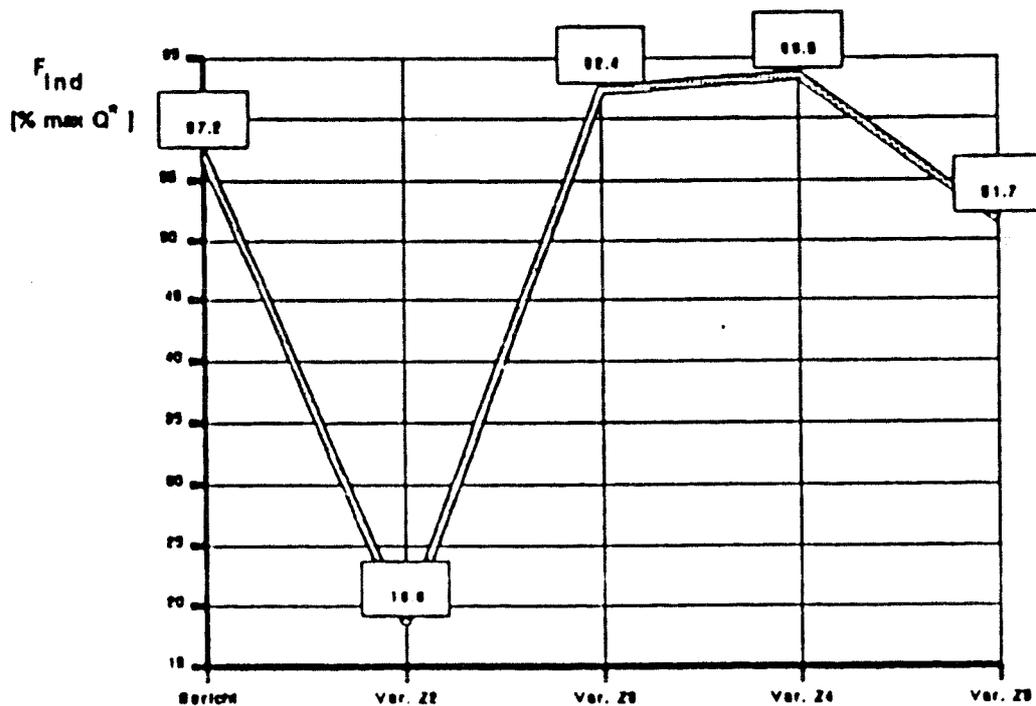
Gegenüber der geprüften Version (83169/Z) nehmen die indirekt zu übertragenden Kräfte um 11% zu - bei etwas größeren indirekt übertragbaren Kräften.

Die Variante ist vergleichbar mit der geprüften Version 81115/Z. Hier sind die indirekt zu übertragenden Kräfte höher, -  $F_{t,s} = 12\ 144 \text{ N}$  - was durch das geringfügig größeres Verhältnis  $a_s/a_s$  erklärt werden kann. Ansonsten sind die entsprechenden Zeitverläufe faktisch gleich.

Berichtnr. 83189; Zugstrebe; P-37120N

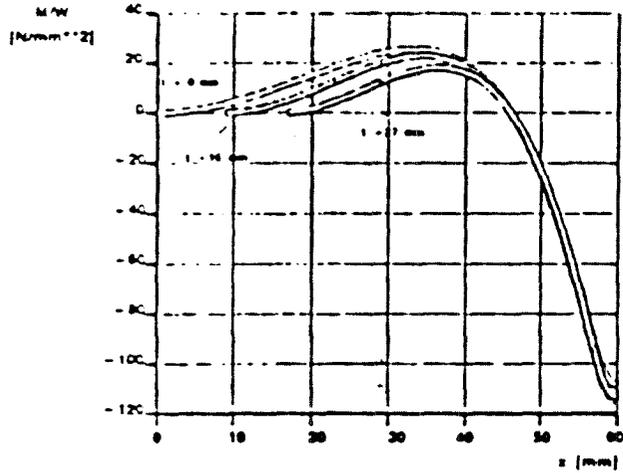


Berichtnr. 83189; Zugstrebe; t=27Min



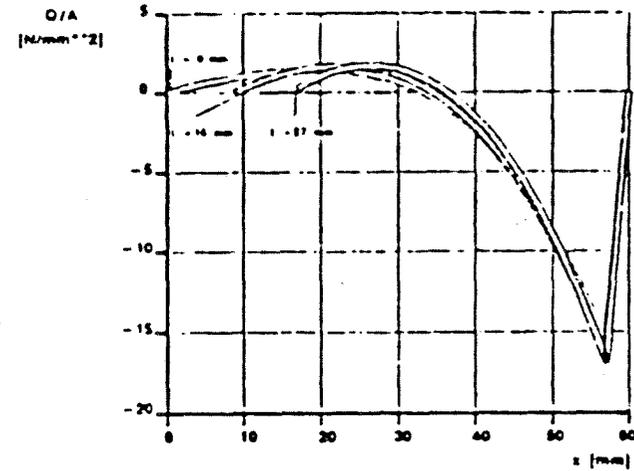
Berichtnr. 83169; Zugstrebe; P = 37120N

M/W - Verlauf



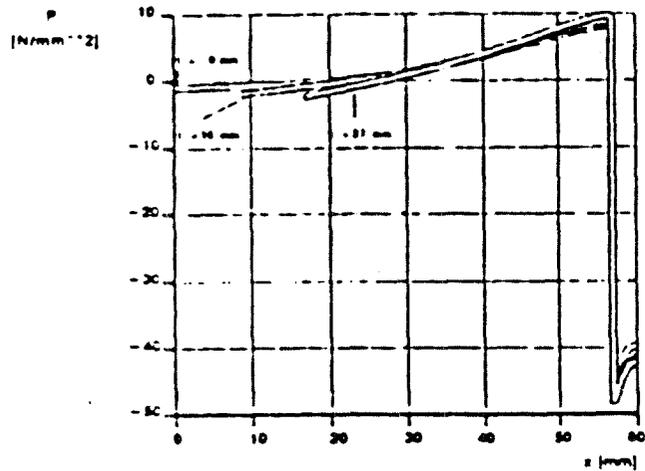
Berichtnr. 83169; Zugstrebe; P = 37120N

Q/A - Verlauf



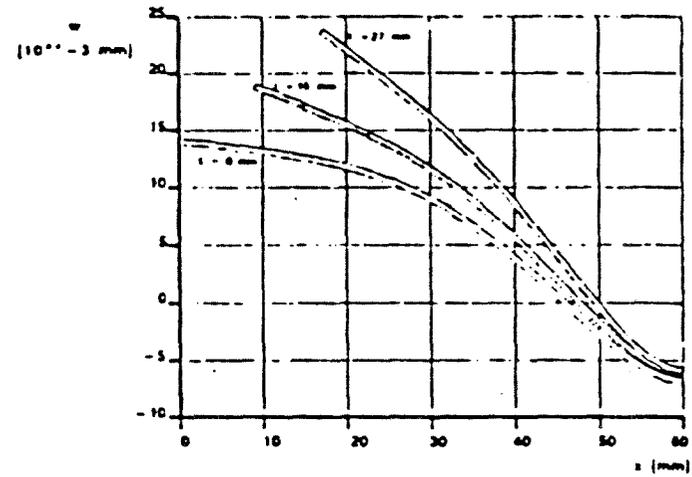
Berichtnr. 83169; Zugstrebe; P = 37120N

Pressung



Berichtnr. 83169; Zugstrebe; P = 37120N

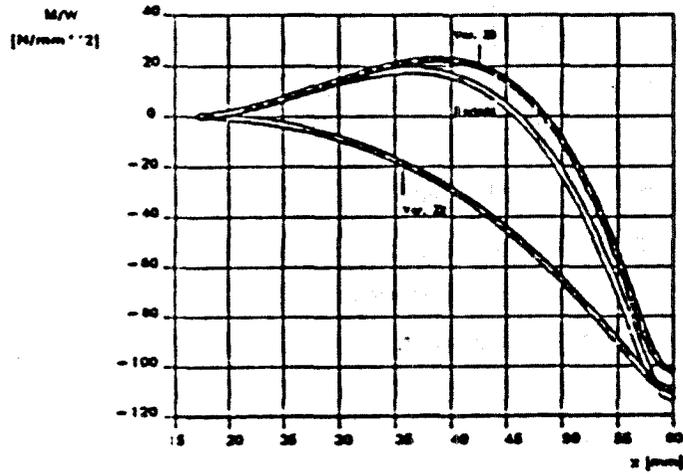
Biegelinie



Berichtnr. 83169; Zugstrebe; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. Z2, Z3

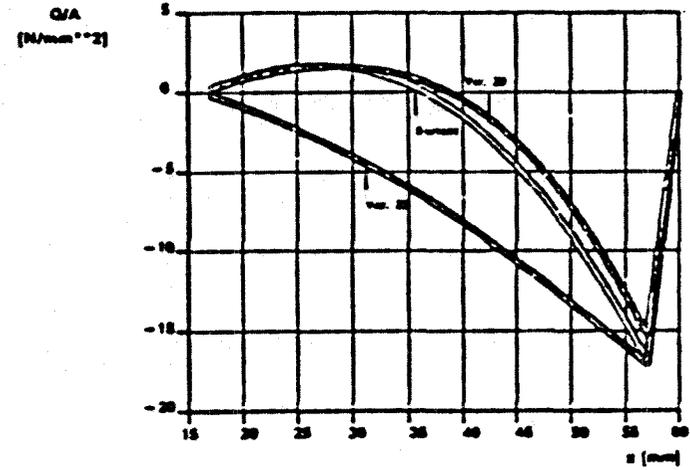
M/W - Verlauf



Berichtnr. 83169; Zugstrebe; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. Z2, Z3

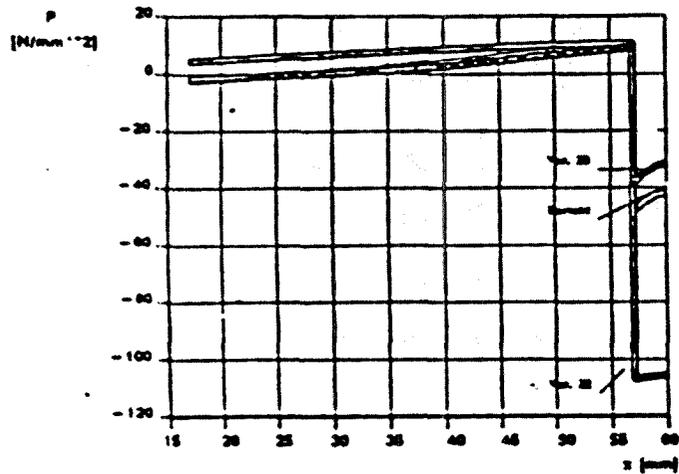
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 83169; Zugstrebe; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. Z2, Z3

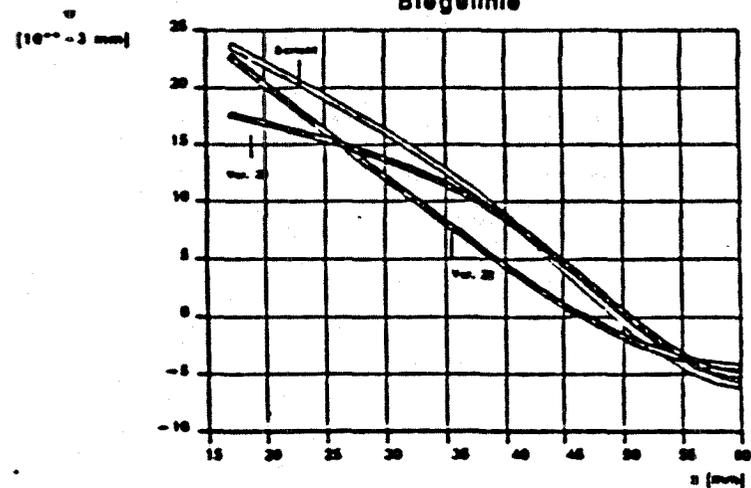
Pressung



Berichtnr. 83169; Zugstrebe; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. Z2, Z3

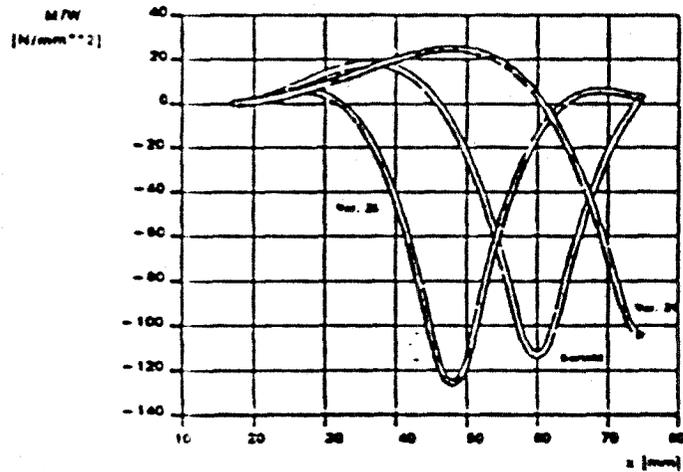
Biegelinie



Berichtnr. 83169; Zugstrebe; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. Z4, Z5

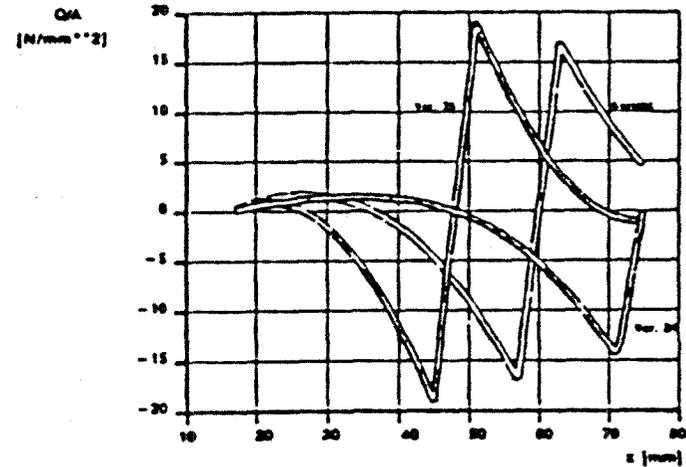
M/W - Verlauf



Berichtnr. 83169; Zugstrebe; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. Z4, Z5

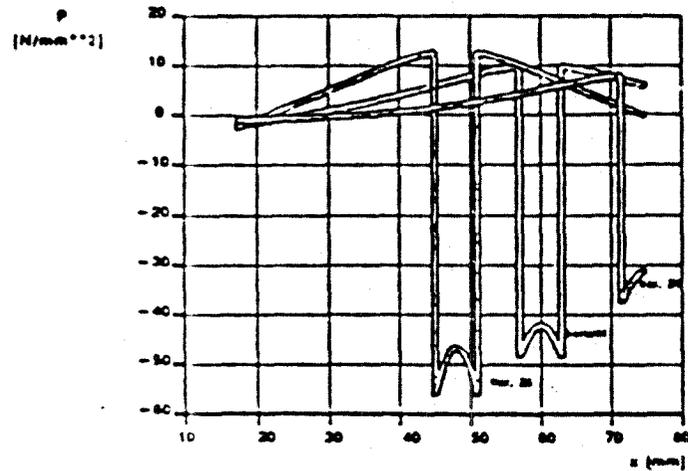
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 83169; Zugstrebe; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. Z4, Z5

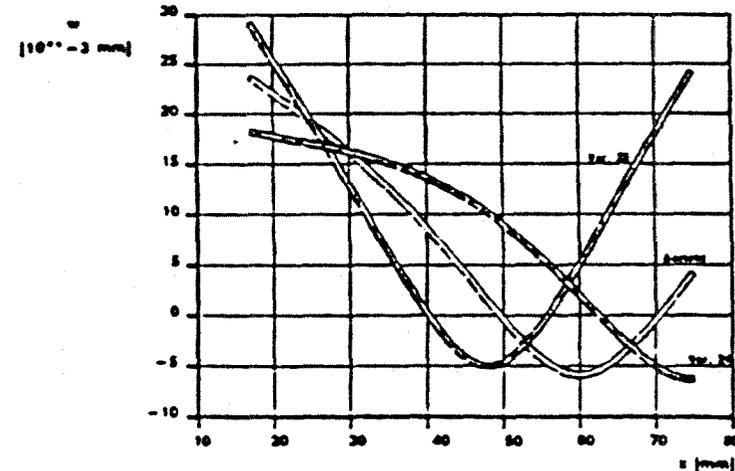
Pressung



Berichtnr. 83169; Zugstrebe; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. Z4, Z5

Biegelinie



Prüfbericht 83169 - Träger

l = 120 mm

6  $\phi$  10

SH: 57.0 mm

MH: 6.0 mm

**Zulässige Belastung:**

SH: brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 57.0 * 10 = 35\ 270\ \text{N}$$

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 37\ 120\ \text{N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250\ \text{N}$$

maßgebend: Stabbiiegung im Seitenholz

$$\text{zulP} = 37\ 120\ \text{N}$$

$$\text{prüfP}_1 = 37\ 120\ \text{N} = 1.0\ \text{zulP} \quad (\text{Versuch 1})$$

$$\text{prüfP}_2 = 18\ 560\ \text{N} = 0.5\ \text{zulP} \quad (\text{Versuch 2})$$

$$\text{prüfP}_3 = 18\ 560\ \text{N} = 0.5\ \text{zulP} \quad (\text{Versuch 3})$$

$$l/d = 12$$

$$a_s/d = 5.7$$

$$a_{s,1}/d = 4.1$$

$$a_s/d = 0.6$$

$$(t = 27\ \text{Min})$$

$$a_n/a_s = 0.10$$

**Verhalten bei Prüfung:**Versuch 1: 1.0 \* zulP  $\longrightarrow$ 

Holzbruch nach 27 Min.

Versuch 2: 0.5 \* zulP  $\longrightarrow$ 

Holzbruch nach 32 Min.

Versuch 3: 0.5 \* zulP  $\longrightarrow$ 

Kein Versagen vor 38 Min.

Nachrechnen der Prüfung

Die Biegemomente im Bereich des Stahlbleches bestätigen, daß Biegung in diesem Bereich zumindest auch maßgebend ist. Rechnerisch müßte schon im Ausgangszustand Teilplastifizierung vorliegen. Die Pressung im SH im Ausgangszustand liegt etwa bei 4 N/mm<sup>2</sup>, und beim Versagen bei 6 N/mm<sup>2</sup>. Es kann vermutet werden, daß unter bestimmten Konstellationen die nach DIN 1052 T.2 vorgesehene Abminderung von  $(1 - \alpha/360)$  zur Berücksichtigung des Kraft-Faser-Winkels, nicht das gleiche Sicherheitsniveau erbringt wie bei Beanspruchung parallel zur Faser.

Ein Versagen aufgrund Herausziehens im Zuge der Brandbeanspruchung ist nicht zu befürchten: die indirekt zu Übertragenden Kräfte nehmen bis zur 27. Minute bis auf 20 % von max Q\* ab. Im

Ausgangszustand betragen sie 36 % von max Q'.

### Variante 83169/T1

Die Abmessungen des Seitenholzes werden soweit erhöht, daß  $P = 37\ 120\ \text{N} = \text{zulP}$ .

$l = 126\ \text{mm}$

$6\ \# 10$

SH: 60.0 mm

MH: 6.0 mm

Zulässige Belastung:

SH: brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 60.0 * 10 = 37\ 120\ \text{N}$$

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 37\ 120\ \text{N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250\ \text{N}$$

maßgebend: Stabbiegung und Lochleibung im SH

$$\text{zulP} = 37\ 120\ \text{N}$$

$$l/d = 12.6$$

$$a_s/d = 6.0$$

$$a_{s,1}/d = 4.4$$

$$a_n/d = 0.6$$

$$(t = 27\ \text{Min})$$

$$a_n/a_s = 0.10$$

Biegemomente und Querkräfte nehmen geringfügig ab. Die indirekt zu übertragenden Kräfte erhöhen sich gegenüber der geprüften Version (10%) auf 12% der zu übertragenden Kraft; ein Versagen auf Herausziehen ist dennoch nicht zu befürchten.

Erwartungsgemäß verringern sich die Pressungen geringfügig; eine signifikante Verlängerung der Feuerwiderstandsdauer ist jedoch noch nicht zu erwarten.

### Variante 83169/T2 und T3

Statt  $6\ \# 10$  werden  $3\ \# 21.05$  (=T2) und  $8\ \# 8.66$  (=T3) untersucht.

### Variante 83169/T2



Bei 3 # 21.05 liegen die Pressungen im SH (für  $t = 27$  Min) bei 7 N/mm<sup>2</sup>; Holzbruch ist erwartungsgemäß noch kritischer als bei der geprüften Version.

Für 8 # 9.85 liegen die Pressungen im SH (für  $t = 27$  Min) etwa bei jenen des Ausgangszustandes der geprüften Version. Der Holzbruch kann ggf. über  $t = 30$  Min hinaus verzögert werden. Die indirekt zu übertragenden Kräfte erhöhen sich nur sehr geringfügig, so daß für T3 eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten erwartet werden kann.

#### Variante 83169/T4

Es werden die Abmessungen anteilig vergrößert, so daß  $l = 150$  mm; maßgebend ist hier Biegung im Bereich des SH.

•  $l = 150$  mm  
• 6 # 10

SH: 71.25 mm  
MH: 7.50 mm

#### Zulässige Belastung:

SH: brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 71.25 * 10 = 44\ 090\ \text{N}$$

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 37\ 120\ \text{N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250\ \text{N}$$

maßgebend: Stabbiegung im SH

$$zulP = 37\ 120\ \text{N}$$

$$l/d = 15 \quad a_1/d = 7.1 \quad a_{1,1}/d = 5.5 \quad a_2/d = 0.7$$

$$(t = 27\ \text{Min})$$

$$a_2/a_1 = 0.10$$

Die Pressungen verringern sich auf jene Werte, die für die geprüfte Version im Ausgangszustand errechnet wurden. Holzbruch wird soweit über  $t = 30$  Min. hinaus verzögert.

Die indirekt zu übertragenden Kräfte erhöhen sich auf 34 % von max  $Q^*$ . Sie liegen allerdings noch weit unter jenen der Zugstrebungen, so daß Herausziehen nicht vor 30 Minuten zu erwarten ist (vgl. auch geprüfte Version 811115/T bei  $P = 1.29\ zulP$ ).

#### Variante 83169/T5

Es werden die Abmessungen soweit verringert, daß  $l = 96$  mm. Maßgebend ist - wie bei der geprüften Version - Lochleibung im SH.

$$l = 96 \text{ mm}$$

$$6 \text{ } \varnothing \text{ } 10$$

$$\text{SH: } 45.6 \text{ mm}$$

$$\text{MH: } 4.8 \text{ mm}$$

Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 5.5 * 45.6 * 10 = 28\ 210 \text{ N}$$

$$P = 0.75 * 1.25 * 2 * 6 * 33 * 10^2 = 37\ 120 \text{ N}$$

Lasche aus Stahlblech:

$$P = 1.25 * 6 * 51 * 10^2 = 38\ 250 \text{ N}$$

maßgebend: Lochleibung im SH

$$\text{zul}P = 28\ 210 \text{ N}$$

$$l/d = 9.6$$

$$a_s/d = 4.6$$

$$a_{s,1}/d = 2.9$$

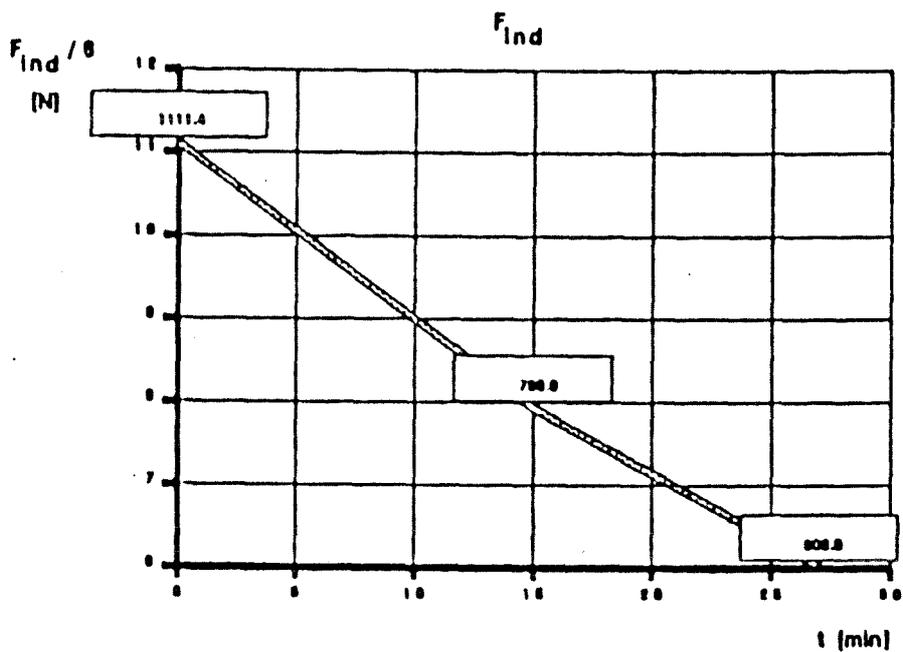
$$a_n/d = 0.5$$

$$(t = 27 \text{ Min})$$

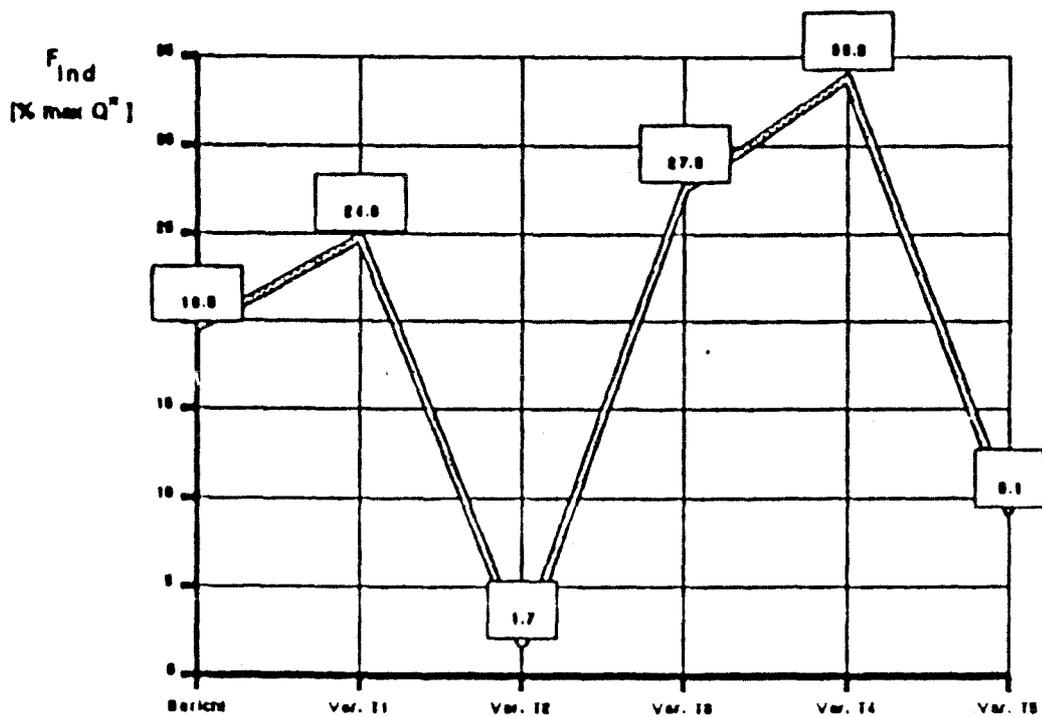
$$a_n/a_s = 0.10$$

Die bezogenen Biegemomente und Querkräfte nehmen ab; die indirekt zu übertragenden Kräfte betragen nurmehr 9 % von max  $Q^*$ . Da die Pressungen noch größer sind als bei der geprüften Version, ist Holzbruch früher zu erwarten.

Bericht 83189; Trager; P=37120N

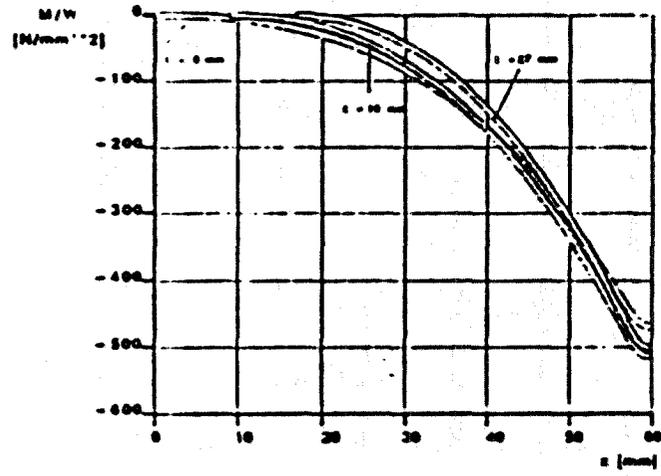


Bericht 83189; Trager; t=27Min



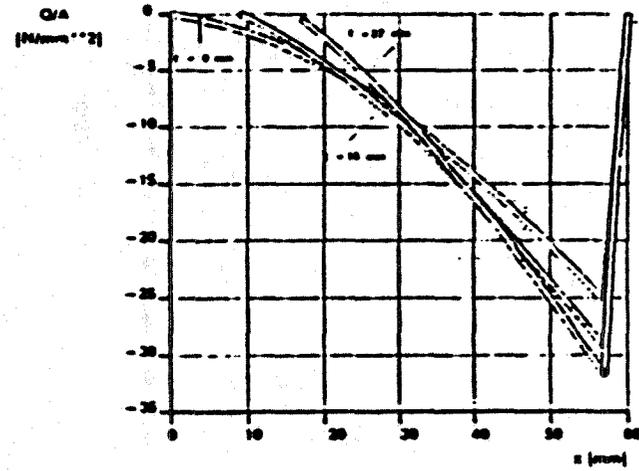
Berichtnr. 83169; Trager; P=37120N

M/W - Verlauf



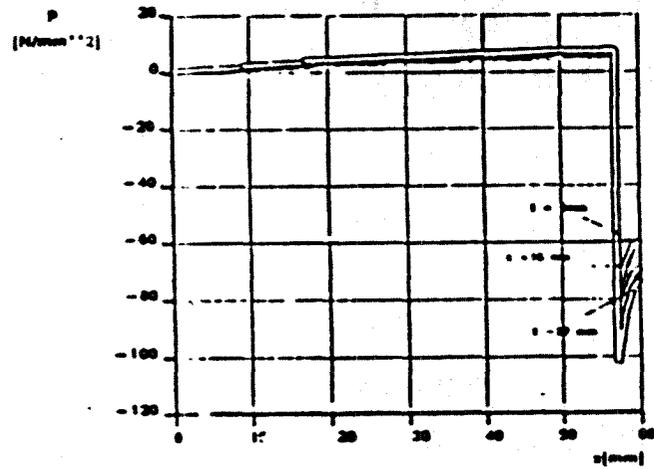
Berichtnr. 83169; Trager; P=37120N

Q/A - Verlauf



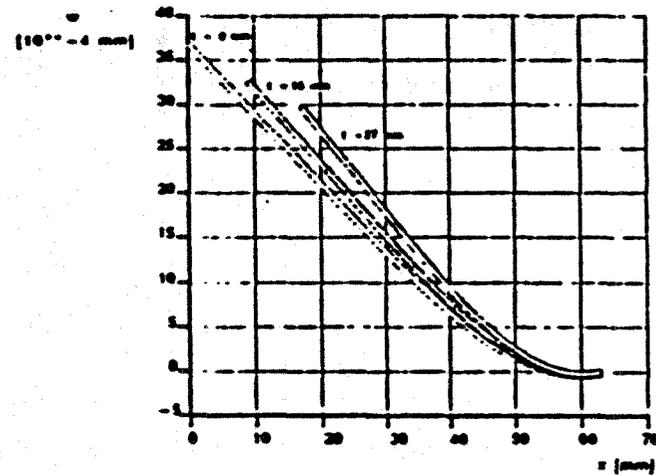
Berichtnr. 83169; Trager; P=37120N

Pressung



Berichtnr. 83169; Trager; P=37120N

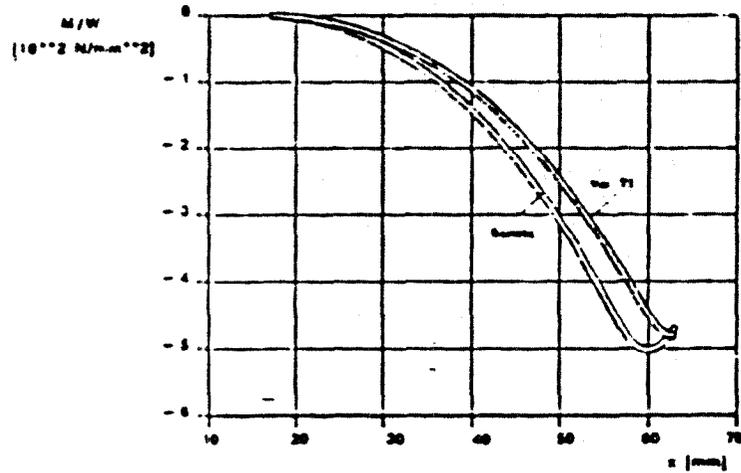
Biegelinie



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T1

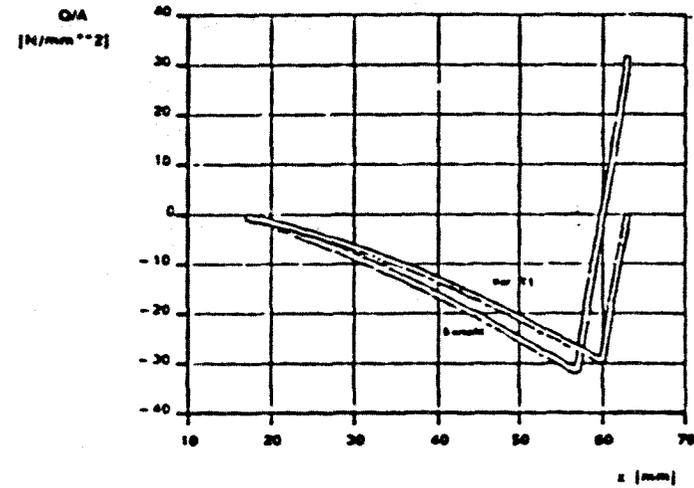
M/W - Verlauf



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T1

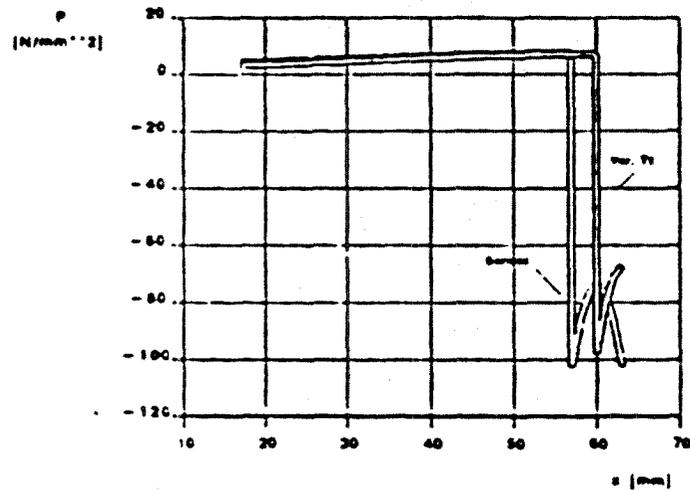
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T1

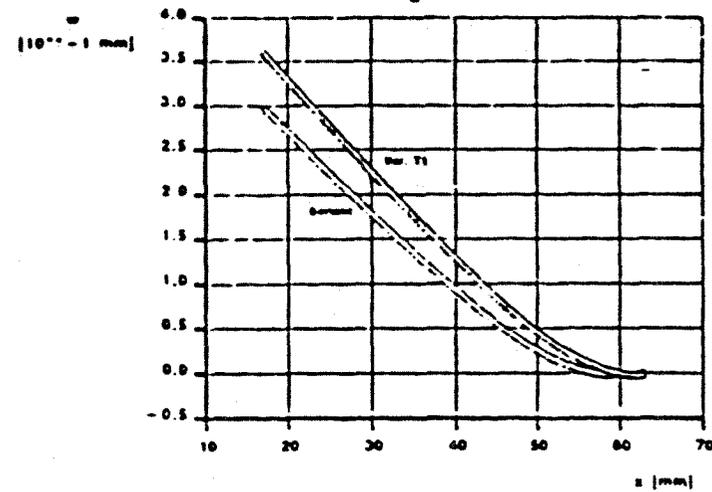
Pressung



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T1

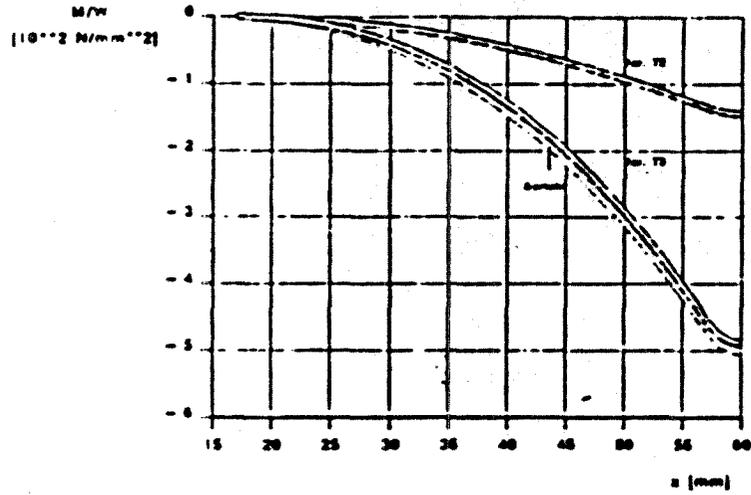
Biegelinie



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T2, T3

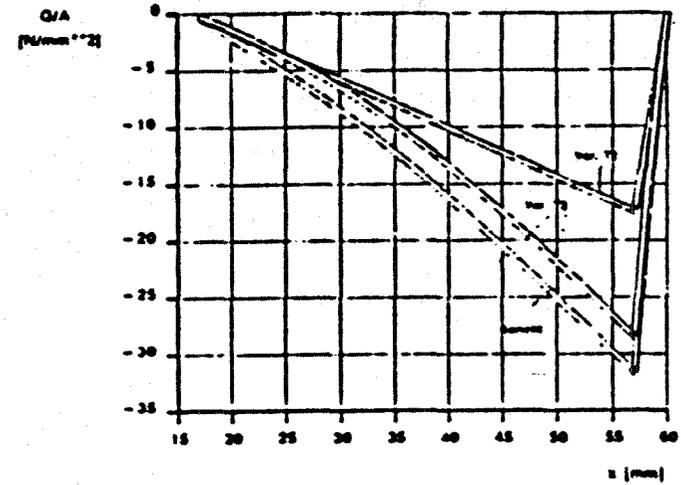
M/W - Verlauf



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T2, T3

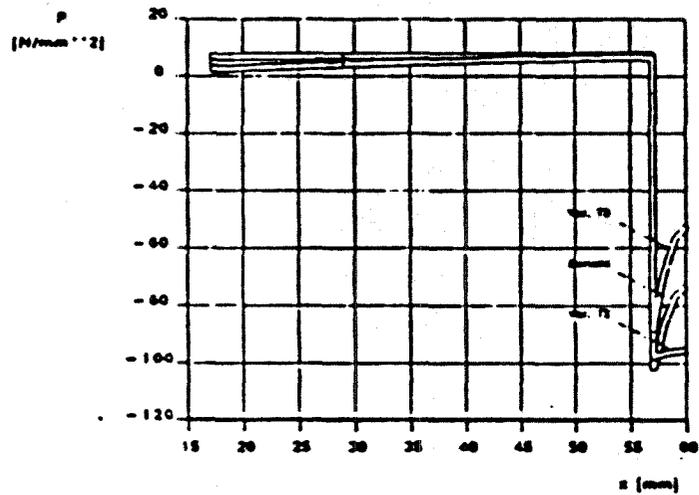
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T2, T3

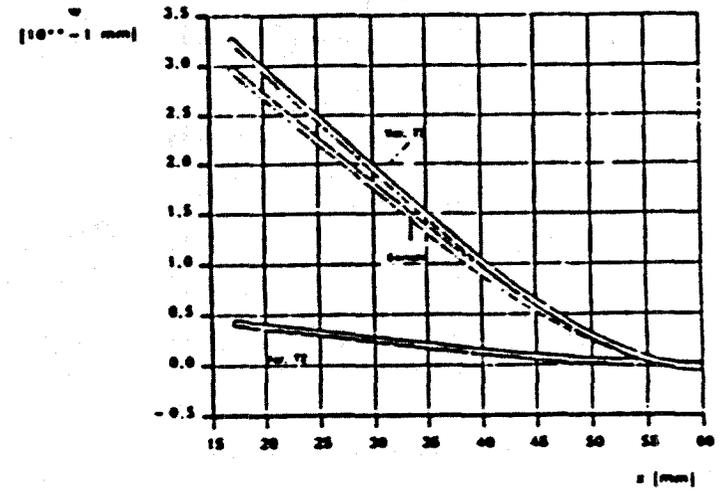
Pressung



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T2, T3

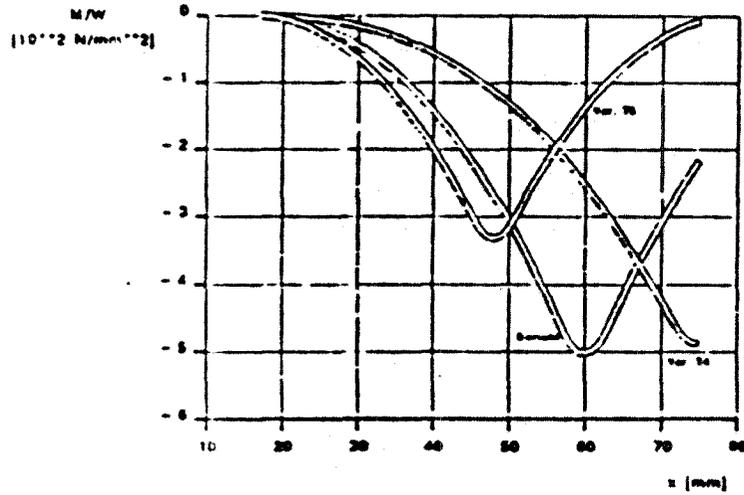
Biegelinie



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T4, T5

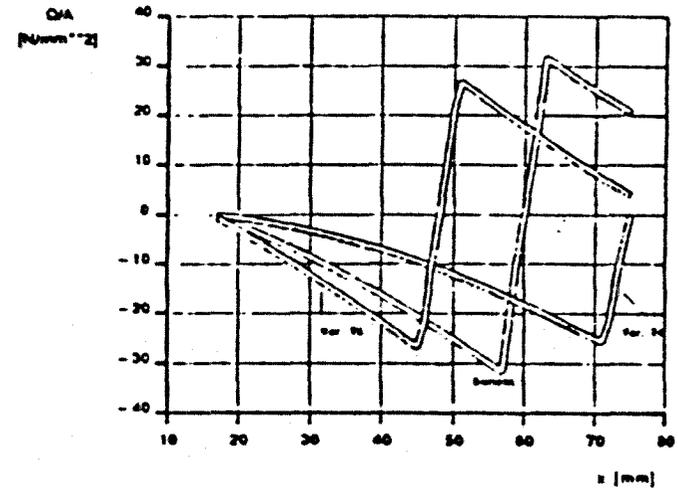
M/W - Verlauf



Beichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T4, T5

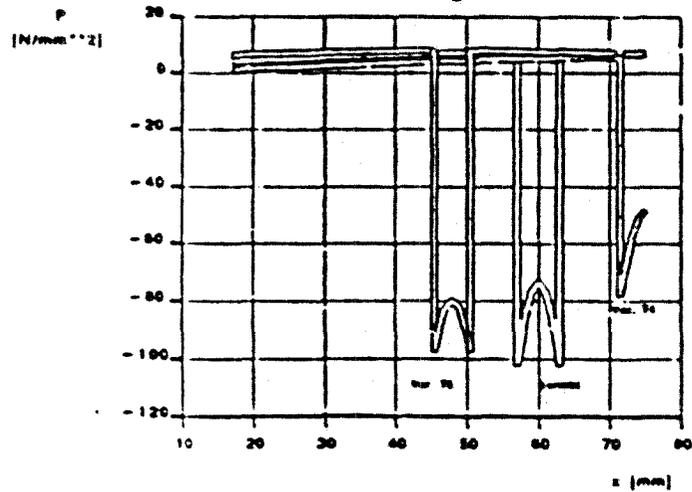
Q/A - Verlauf



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T4, T5

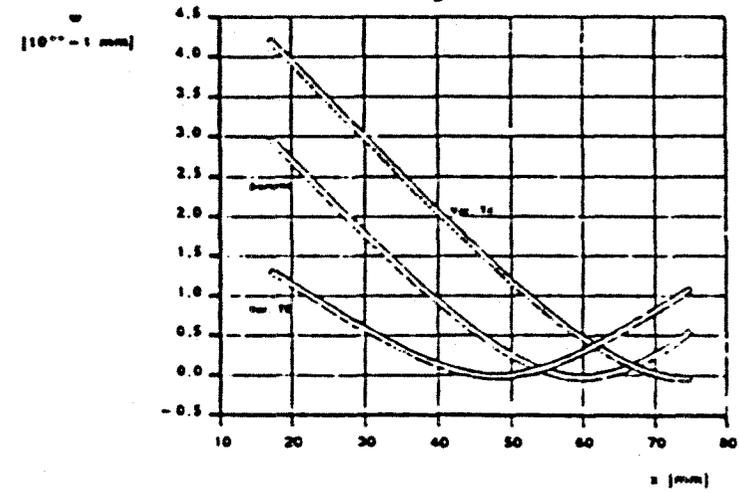
Pressung



Berichtnr. 83169; Trager; t=27min

Vergleich: Bericht, Var. T4, T5

Biegelinie



4.3.4 Zuggliedanschluß mit durch eingeleimte Holzscheiben geschützte Stabdübeln  
(Untersuchungsbericht 77 169, Teil II, Versuch 9 + 10)

Versuch	9	10
Dübel	Stabdübel	
Bolzen	ø 10	
Maße [cm]		
P	2200	
d/b	7/14	9/16
Brand- schutz- maß- nahme	eingel. Holzscheiben t = 2   t = 4.	
F-dauer	43	46

Bei der geprüften Verbindung handelt es sich um das im Bild (4.19) dargestellte System. Bei Versuch 9 wurden die Stabdübel durch 2 cm starke eingeleimte Holzscheiben, bei Versuch 10 durch 4 cm starke Holzscheiben geschützt.

Der Temperaturverlauf für beide geprüften Versionen ist im Bild (4.20) dargestellt (zu den Berechnungsannahmen vgl. Abschnitt 4.6. Rechnerisch ist die 2 cm starke Scheibe nach 33 Minuten verkohlt, die 4 cm starke Scheibe hat zum Versagenszeit noch eine Restdicke von 1.2 cm.

Nur die Abbranddauer der Holzscheiben berücksichtigend hätte Versuch 10 eine Feuerwiderstandsdauer von über 60 Minuten erzielen müssen; zum Versagenszeitpunkt ist die Temperaturerhöhung minimal. Allerdings wurden die Träger mit  $prüfP = 1.33 \cdot zulP$  absichtlich überbeansprucht so daß in Verbindung mit zufällig ungünstigen Materialeigenschaften bei Versuch 10 ein vorzeitiges Versagen des Trägers auch bei nur geringer Temperaturerhöhung erklärbar wäre. Andererseits sind für ein Versagen der Zugstrebe auch die extrem ungünstigen Verhältnisse  $a_0/d$  und  $a_0/a_1$  im Hinblick auf ein Versagen aufgrund Herausziehen zu beachten.

Bild (4.19) System

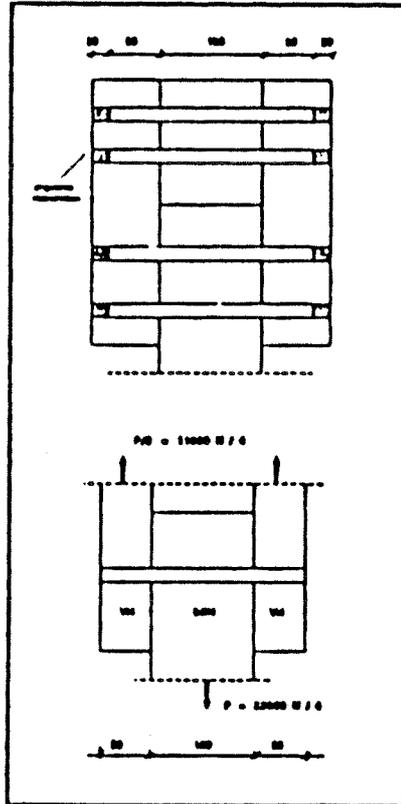
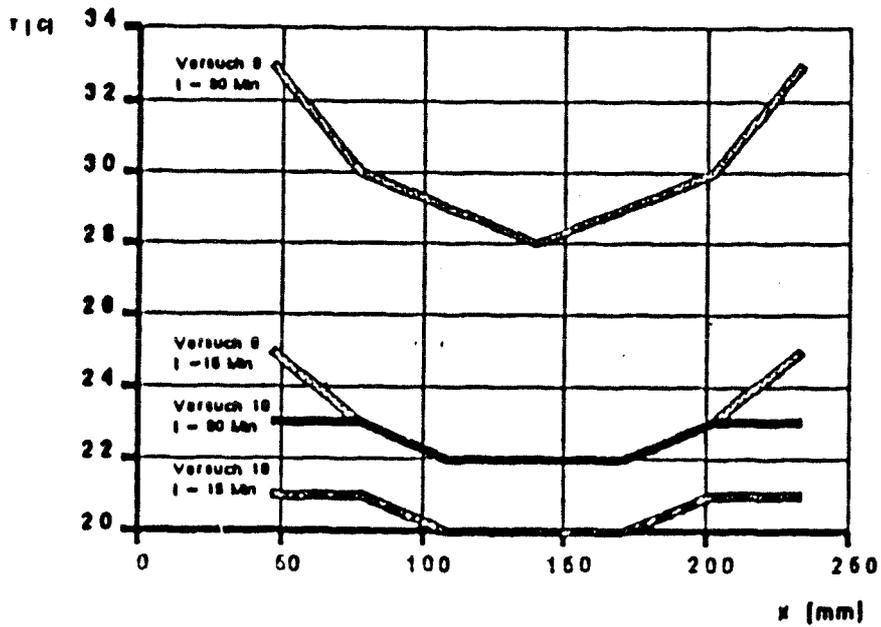


Bild (4.20) Berichtnr. 77 169, Teil II, Versuch 9 + 10

Stahltemperaturen



Prüfbericht 77 169, Teil II; Versuch 9 + 10 / Zugstrebe

l = 280 mm  
4 ∅ 10

SH: 50.0 mm  
MH: 180.0 mm

## Zulässige Belastung:

SH: brettschichtverleimtes Holz  
P = 2 \* 4 \* 5.5 \* 50.0 \* 10 = 22 000 N  
P = 2 \* 4 \* 33 \* 10<sup>2</sup> = 26 400 N

MH: Vollholz  
P = 4 \* 8.5 \* 180.0 \* 10 = 61 200 N  
P = 4 \* 51 \* 10<sup>2</sup> = 20 400 N

maßgebend: Stabbiiegung im MH

zulP = 20 400 N

prüfP<sub>1</sub> = 22 000 N = 1.08 zulP (Versuch 9)  
prüfP<sub>2</sub> = 22 000 N = 1.08 zulP (Versuch 10)

l/d = 28      a<sub>s</sub>/d = 5.0      a<sub>s,1</sub>/d = 2.6      a<sub>s</sub>/d = 18  
(t = 40 Min)  
a<sub>s</sub>/a<sub>s</sub> = 3.6

## Verhalten bei Prüfung:

Versuch 1: 1.08 \* zulP      ———> (kein) Versagen bis 43. Min.  
Versuch 2: 1.08 \* zulP      ———> (kein) Versagen bis 46. Min.

*Anmerkung: Im Prüfbericht wird nicht zwischen Zugstrebe und Träger unterschieden; es heißt "die Zuglaschen blieben weitgehend funktionsfähig", und die Stabdübel hätten sich stark verformt.*

Nachrechnen der Prüfung

Wegen der Holzscheiben wird die Bettungslänge aufgrund des Abbrandes nicht (Versuch 10) oder nur wenig (Versuch 9) verkürzt. Im kalten Zustand müssen 86 % der Kräfte indirekt übertragen werden. Im Zuge der Brandbeanspruchung verändert sich dieser Anteil nicht, bei jedoch abnehmenden indirekt übertragbaren



### Nachrechnen der Prüfung

Im kalten Zustand müssen etwa 51 % der Kräfte indirekt übertragen werden. Im Zuge der Brandbeanspruchung verringert sich dieser Anteil auf 21 %, bei jedoch abnehmenden indirekt übertragbaren Kräften. Die Biegespannungen sind - wie bei allen Trägeranschlüssen vergleichsweise hoch und erhöhen sich etwas gegenüber dem Ausgangszustand. Die elastisch gerechneten Pressungen sind im Bereich des Mittelholzes sehr hoch und erfordern erhebliche Plastifizierungen - schon für  $t = 0$  Min.

### FOLGERUNGEN

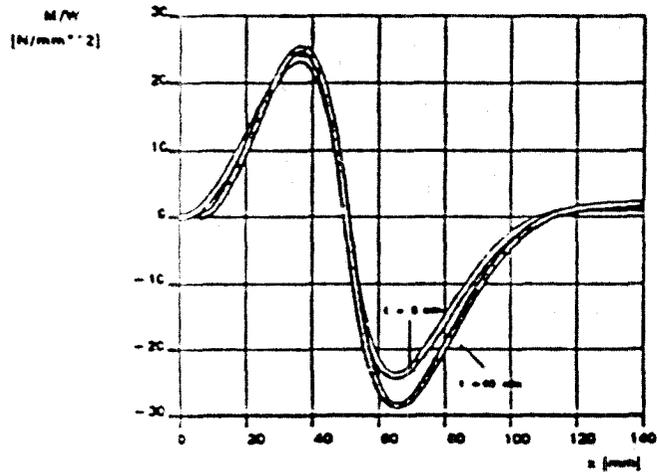
Das ungünstige Verhalten von Versuch 10 kann

- a) auf die Oberbeanspruchung des Trägers zurückgeführt werden, sofern Bruch im Träger auftrat;
- b) auf den hohen Anteil der indirekt zu übertragenden Kräfte zurückgeführt werden, wobei Versagen in der Zugstrebe diese Erklärung stützen würde.

Aus Vergleich mit den anderen geprüften Versionen erscheint b) plausibler. Dies bedeutet, daß ein Schutz der Stabdübel durch Holzscheiben bei - schon im kalten Zustand großen indirekt zu übertragenden Kräften - weniger wirksam ist: Aufgrund der - im Zuge der Brandbeanspruchung abnehmenden - indirekt übertragbaren Kräfte kann ein Versagen auch bei quasi kalten Stabdübel erfolgen. Somit muß die Schutzwirkung der Holzscheibe abhängig von den geometrischen Parametern gemacht werden (siehe Abschnitt 4.6).

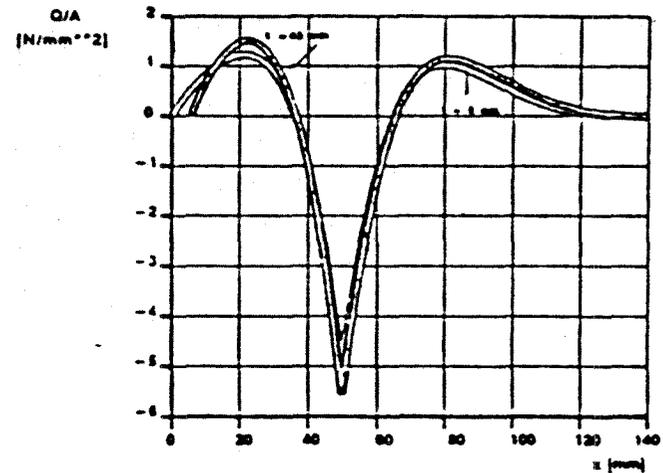
Berichtnr. 77169; Zugstrebe; P = 22000N

M/W - Verlauf



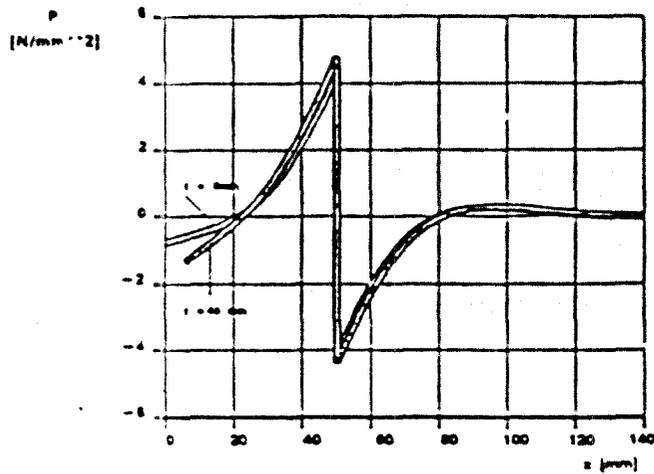
Berichtnr. 77169; Zugstrebe; P = 22000N

Q/A - Verlauf



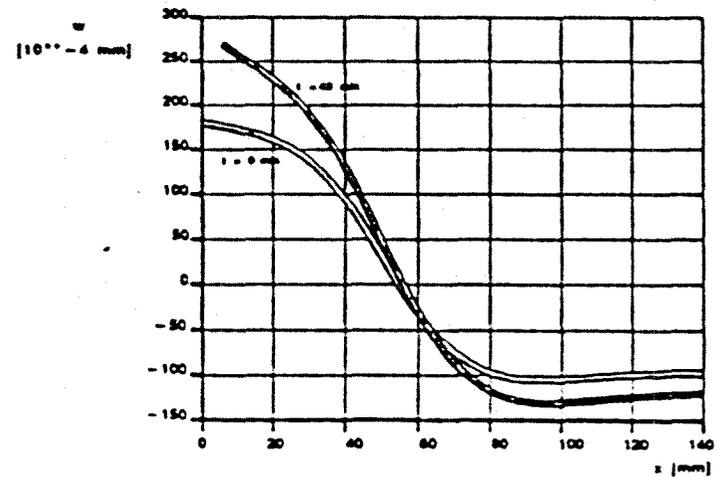
Berichtnr. 77169; Zugstrebe; P = 22000N

Pressung



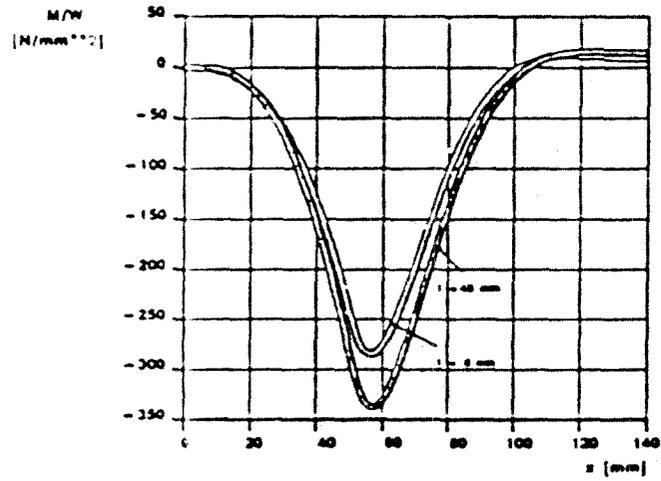
Berichtnr. 77169; Zugstrebe; P = 22000N

Biegelinie



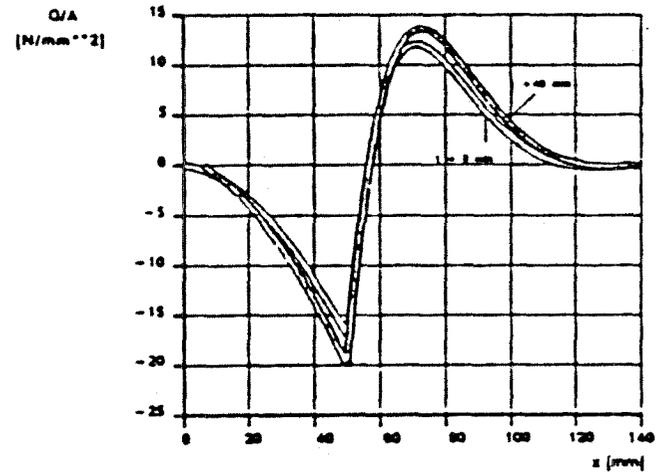
Berichtnr. 77169; Trager; P = 22000N

M/W - Verlauf



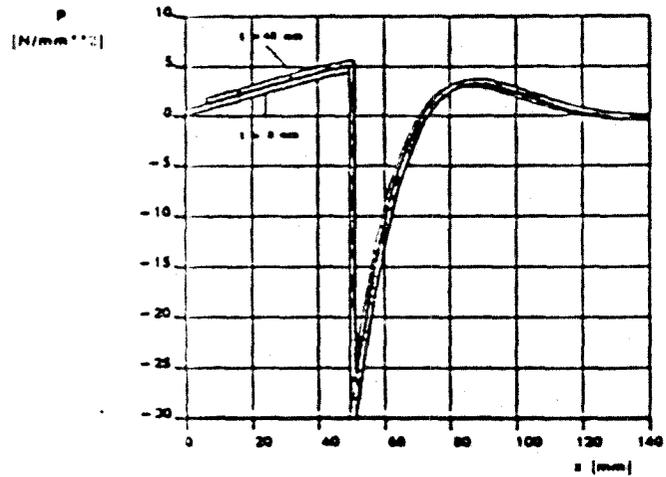
Berichtnr. 77169; Trager; P = 22000N

Q/A - Verlauf



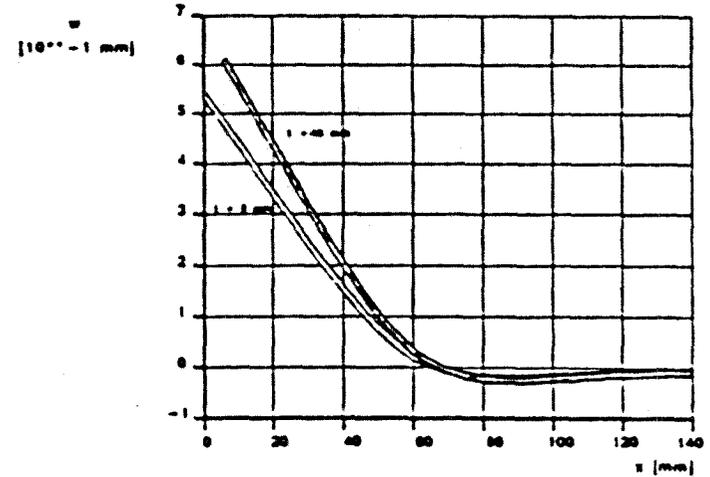
Berichtnr. 77169; Trager; P = 22000N

Pressung



Berichtnr. 77169; Trager; P = 22000N

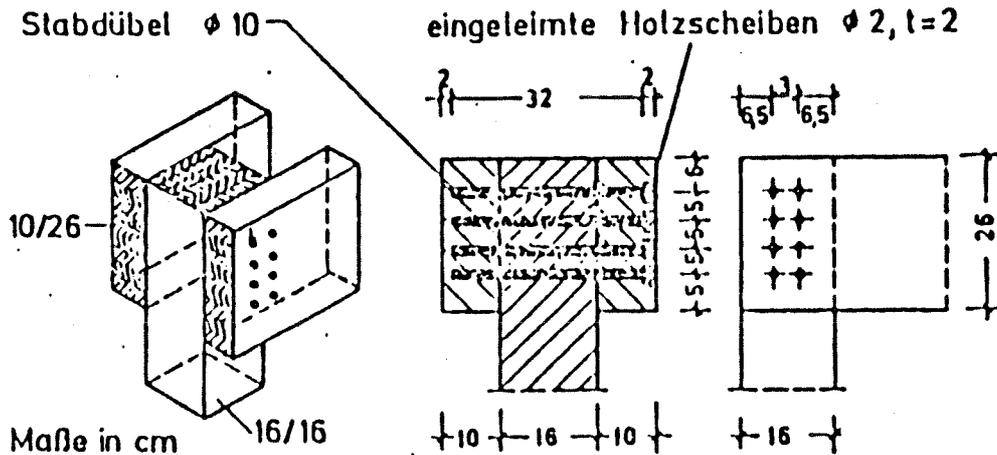
Biegelinie



#### 4.3.5 Anschluß Träger-Stütze mit durch eingeleimte Holzscheiben geschützte Stabdübel

##### A. Untersuchungsbericht 78 1710

Bild (4.21) Abmessung der Stabdübel-Anschlüsse



l = 320 mm

8 ø 10

SH: 80.0 + 20.0 mm (t = 20 mm)

MH: 160.0 mm

##### Zulässige Belastung:

SH: Brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 * 2 * 8 * 5.5 * 80.0 * 10 = 52\ 800\ \text{N}$$

$$P = 0.75 * 2 * 8 * 33 * 10^2 = 39\ 600\ \text{N}$$

MH: Brett-schichtverleimtes Holz

$$P = 8 * 8.5 * 160.0 * 10 = 108\ 800\ \text{N}$$

$$P = 8 * 51 * 10^2 = 40\ 800\ \text{N}$$

maßgebend: Biegung SH

$$\text{zulP} = 39\ 600\ \text{N}$$

$$\text{prüfP} = 39\ 600\ \text{N} = 1.0\ \text{zulP}$$

$$l/d = 32$$

$$a_0/d = 8.0$$

$$a_{0,1}/d = 5.9$$

$$a_n/d = 16$$

$$(t = 35\ \text{Min})$$

$$a_n/a_0 = 2.0$$

Verhalten bei Prüfung:

Anschluß 1 : 1.0 \* zulP ———> Versagen nach 35 Minuten  
 Anschluß 2-4: 1.0 \* zulP ———> kein Versagen bis 35. Min.

Im Untersuchungsbericht wird

$$\text{zul } P_{\text{Zug}} = 0.75 * 8 * 33 * d^2 = 19\,800 \text{ N}$$

angegeben. "Unter dieser Belastung pro Anschluß wurde der Probekörper . . . untersucht". Somit ist nicht auszuschließen, daß die Belastung (ohne Momentenbeanspruchung) nur 0.5 zulP betrug.

Andererseits ist aufgrund des Versuchsaufbaus mit einer Momentenbeanspruchung des Anschlusses zu rechnen. Eine obere Grenze der Momentenbeanspruchung erhält man bei Annahme starrer Rahmenecken:

$$M = H * h = 4.68 * P$$

$$H = \frac{3}{2} * \frac{P * (1/2)^2}{h * 1 * (2k + 3)}$$

$$k = \frac{I_x}{I_s} * \frac{h}{l}$$

und aufgeteilt auf 8 Stabdübel erhalten die maximal beanspruchten Stabdübel

$$P_i^* = 0.188 P$$

statt

$$P_i = 0.125 P = P/8$$

d.h. die 1.5-fache Beanspruchung gegenüber der reinen Querkraftbeanspruchung. Unter Berücksichtigung des Kraft-Faser-Winkels bei dieser Rechnung ( $\alpha = 48.3^\circ$  und  $41.7^\circ$ ) beträgt die zulässige Beanspruchung

$$\text{zul } P_i^* = \begin{cases} 2 * 0.88 * 33 * d^2 = 5\,808 \text{ kN} & (\text{SH}) \\ 0.87 * 51 * d^2 = 4\,437 \text{ kN} & (\text{MH}) \end{cases}$$

Nimmt man an, daß der Anschluß tatsächlich mit nur 19 800 N beansprucht war, erhält man

$$\text{vorh } P_i^* = 3\,720 \text{ N}$$

Unter Berücksichtigung defacto nicht vollständig starrer Rahmenecken dürfte gelten

vorh  $P_i^* \leq 0.83$  zul  $P_i^*$

### Nachrechnen der Prüfung

#### a) ohne Momentenbeanspruchung

Die Berechnung erfolgte unter der Annahme, daß je Zange 19 800 N aufgebracht wurden, d.h. insgesamt 39 600 N. Die indirekt zu übertragenden Kräfte betragen 68 % der zu übertragenden Kräfte zum Zeitpunkt  $t = 0$ . Da zum Zeitpunkt  $t = 35$  Min. gerade erst die Holzscheiben abgebrannt sind ( $t = 33$  Min.) wurde eine nochmalige Rechnung zum Versagenszeitpunkt mit unwesentlich erhöhten Stahltemperaturen ( $T = 68^\circ\text{C}$  in 53 mm Tiefe) nicht durchgeführt, insbesondere da auch die Bettungslänge unverändert bleibt.

Stattdessen wurde für den Zeitpunkt  $t = 35$  Min. die Beanspruchung für ungeschützte Stabdübel ermittelt, bei einer Anfangs-Seitenholzdicke von 80 mm.

Der Verlauf von Biegemoment und Querkraft bestätigt das - durch die große indirekt zu übertragende Kraft - weiche Tragverhalten des Stabdübels. Die Pressung ist unkritisch (wobei im Stützenbereich eine entsprechende Umlagerung der Pressungen stattfindet).

Es ist davon auszugehen, daß für die geschützten Stabdübel, ein Versagen aufgrund Abnahme der indirekt übertragbaren Kräfte ausgelöst wird.

Für die Variante mit den ungeschützten Stabdübeln gilt, daß aufgrund des Abbrandes und der somit verkürzten Bettungslänge, das Tragverhalten des Stabes starrer wird, wobei aufgrund der Stablänge dieser Effekt bis  $t = 35$  Min. noch die temperaturbedingte Abnahme des E-Moduls überlagert. Die indirekt zu übertragenden Kräfte betragen 56 % der zu übertragenden Kräfte. Rechnerisch ist die Feuerwiderstandsdauer bei ungeschützten Stabdübeln nicht kürzer als die der geschützten Stabdübel.

#### b) mit Momentenbeanspruchung

Die Berechnung erfolgte wieder unter der Annahme daß insgesamt eine Normalkraft von 39 600 N aufgebracht wurde; aufgrund der Momentenbeanspruchung wird eine 1.5-fache Erhöhung der maximal beanspruchten Stabdübel unterstellt. Für die halbe Normalkraft gelten entsprechend die halbierten Werte des Beanspruchungszustandes.

Die indirekt zu übertragenden Kräfte im Ausgangszustand betragen 86 % der zu übertragenden Kräfte. Dabei wurden die E-Moduli im Abhängigkeit des Winkels zwischen 300 und 11 000 N linear interpoliert.

Aus den gleichen Gründen wie bei a) wurde eine Berechnung für  $t = 35$  Min. nur für ungeschützte Stabdübel durchgeführt (nicht in den Bildern enthalten).

Für  $t = 0$  geben die Schnittgrößenverläufe, das gegenüber a) noch weichere Tragverhalten des Stabes wieder. Versagen aufgrund von Holzbruch ist auch für  $t \gg 0$  nicht zu befürchten. Wie bei a) ist ein Versagen der geschützten Stabdübelverbindung durch Überschreiten der indirekt übertragbaren Kräfte zu erklären.

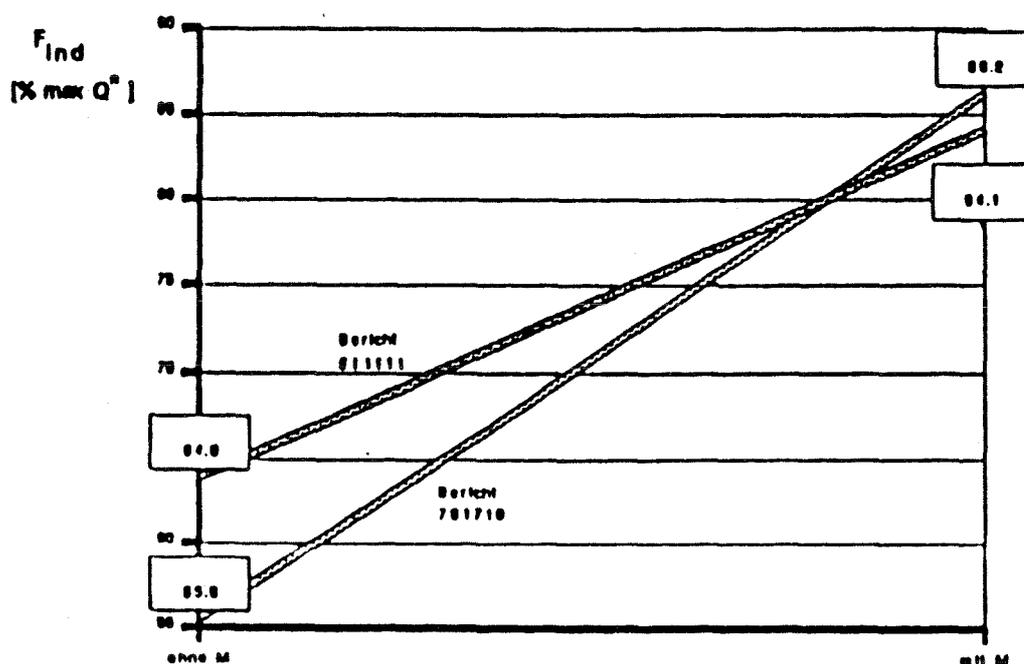
Für die ungeschützten Stabdübel gilt ähnlich wie bei a), daß die indirekt zu übertragenden Kräfte für  $t = 35$  Min. etwas kleiner als im Ausgangszustand sind. Eine wesentlich kürzere Feuerwiderstandsdauer als bei den geschützten Stabdübeln ist nicht zu erwarten.

Hinsichtlich des eigentlichen Versuchszieles, nämlich Verringerung des Randabstandes  $e_2$  bzw.  $e_1$  gegenüber den Versuchen 77 169 gelten folgende Anmerkungen:

- ohne Momentenbeanspruchung würde genügen:  
 $e_2 = 3 \cdot d_{s1}$
- mit Momentenbeanspruchung ist nach DIN 1052 erforderlich  
(beanspruchter Rand)  
 $e_2 = 6 \cdot d_{s1} \geq 80$  mm für die Zange

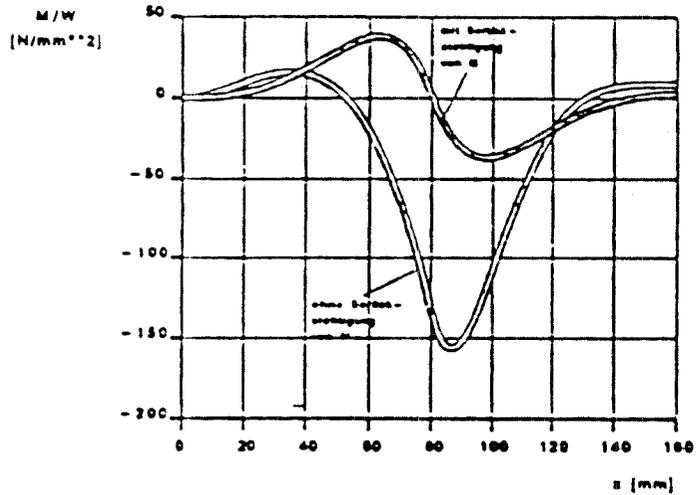
Wegen der geringen direkt zu übertragenden Kräfte ist hier die Beanspruchung des Randes auch bei Momentenbeanspruchung gering. Daher spielen die Vorholzlängen ohnehin nur eine untergeordnete Rolle.

Bild (4.22)  $F_{ind}$  für Berichte 78 1710 und 81 1111 -  $t = 0$



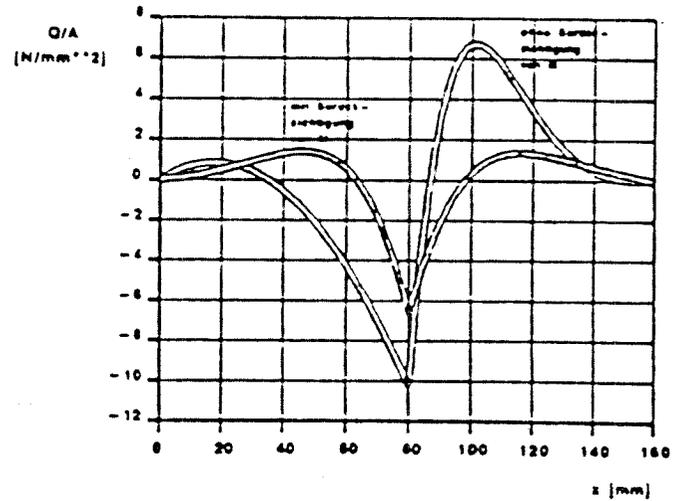
Berichtnr. 78 1710; t=0 Min

M/W - Verlauf



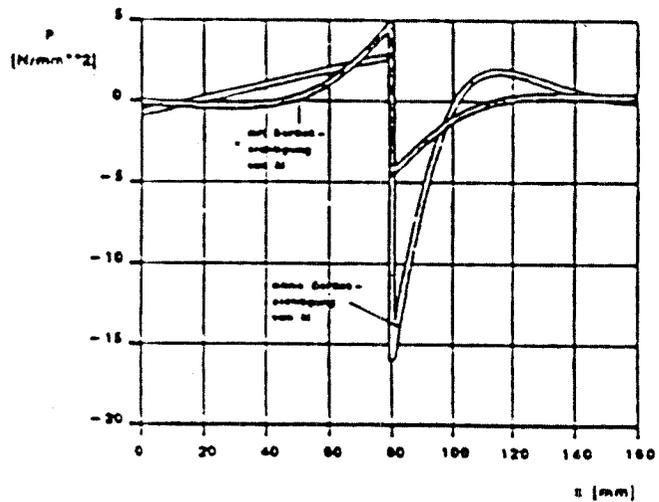
Berichtnr. 78 1710; t=0 Min

Q/A - Verlauf



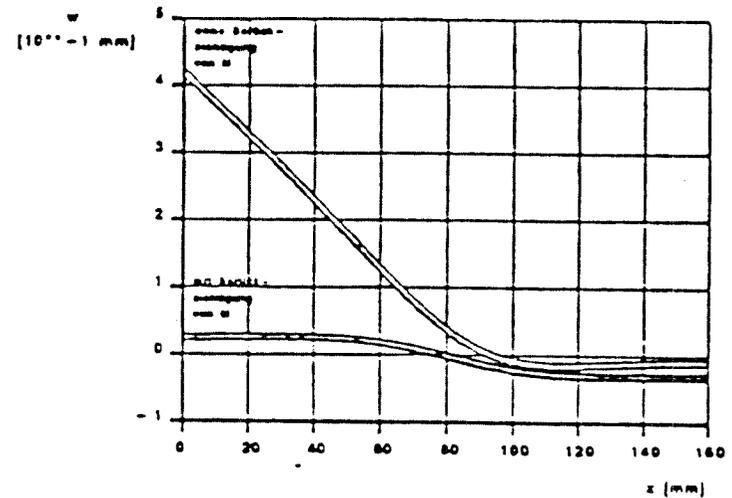
Berichtnr. 78 1710; t=0 Min

Pressung



Berichtnr. 78 1710; t=0 Min

Biegelinie



## B. Untersuchungsbericht 81 1111

Der Versuchsaufbau und das System ist identisch mit jenem von Bericht 78 710. Gegenüber dem Bericht 78 710 (der Grundlage für Tabelle 73 von DIN 4102 Teil 4) wurden Mitten- und Seitenholzabmessungen verringert.

Konstruktionsmerkmale lt. DIN 4102 Teil 4  
Tab. 73, Seite 1.1

Stabstahl

eingelassene Stabstahl

Stärke und Längen aus Brettschichtholz

Probekörper Nr.	d mm	b mm	Anzahl n	Stabstahl d mm	l mm	$\sigma_1$ mm	$\sigma_2$ mm	t mm	$\frac{P}{zul. P}$	Feuerwiderstandsdauer min
1	140	90	8	10	280	50	55	20	0,3	46
2	140	90	8	10	240	50	55	20	1,0	17
3	140	90	8	10	200	50	55	20	1,0	22
4	140	100	8	10	260	50	55	20	1,0	21
5	140	100	8	10	200	50	55	20	1,0	27

\* Verteiliger Versagen durch den Einbau zu kurzer Stabstahl

### Versuche 81 1111 (1 - 3)

l = 280 mm

8  $\phi$  10

SH: 70.0 + 20.0 mm (t = 20 mm)

MH: 140.0 mm

Zulässige Belastung (ohne Momentenbeanspruchung):

Da Stabbiegung im SH maßgebend ist, gelten die Ausführungen von Bericht 78 1710 analog:

SH: brettschichtverleimtes Holz

$$P = 0.75 \cdot 2 \cdot 8 \cdot 5.5 \cdot 70.0 \cdot 10 = 46\ 200\ \text{N}$$

$$P = 0.75 \cdot 2 \cdot 8 \cdot 33 \cdot 10^2 = 39\ 600\ \text{N}$$

MH: brettschichtverleimte Holz

$$P = 8 \cdot 8.5 \cdot 140.0 \cdot 10 = 95\ 200\ \text{N}$$

$$P = 8 \cdot 51 \cdot 10^2 = 40\ 800\ \text{N}$$

maßgebend: Biegung SH

$$zulP = 39\ 600\ \text{N}$$

prüf P<sub>1</sub> = 19 800 N = 0.5 zulP  
 prüf P<sub>2</sub> = 39 600 N = 1.0 zulP  
 prüf P<sub>3</sub> = 39 600 N = 1.0 zulP

l/d = 28            a<sub>s</sub>/d = 7.0            a<sub>u</sub>/d = 14            a<sub>u</sub>/a<sub>s</sub> = 2.0

Verhalten bei Prüfung:

Versuch 1: 0.5 zul P    ———>    Versagen nach 46 Minuten  
 Versuch 2: 1.0 zul P    ———>    Versagen nach 17\*) Minuten  
 Versuch 3: 1.0 zul P    ———>    Versagen nach 22 Minuten

\*) lt. Bericht Versagen aufgrund zu kurz eingebauter Dübel

Über die Art des Versagens werden im Bericht keine Angaben gemacht. Aus handschriftlichen Unterlagen, die dankenswerterweise zur Verfügung gestellt wurden, ist folgendes zu entnehmen:

Versuch 1: 0.5 zul P ———> Zangen versagen im Lasteinleitungspunkt; Eckverbindungen sind nach 46 Min. noch erhalten

Versuch 2: 1.0 zul P ———> Eine Zange löst sich aufgrund Verformter Stabdübel nach 17 Min. (zu kurze Stabdübel)

Versuch 3: 1.0 zul P ———> Eine Zange bricht an den Dübelenden aus

Aufgrund des Versuchsaufbaus ist hier wie bei 78 1710 mit einer Momentenbeanspruchung zu rechnen. Bei Annahme starrer Rahmen-ecken:

$$M = H \cdot h = 5.80 \cdot P$$

$$H = \frac{3}{2} \cdot \frac{P \cdot (l/2)^2}{h \cdot l \cdot (2k + 3)}$$

$$k = \frac{I_x}{I_s} \cdot \frac{h}{l}$$

und aufgeteilt auf die 8 Stabdübel erhalten die maximal beanspruchten Stabdübel

$$P_i^* = 0.214 P$$

statt

$$P_i = 0.125 P = P/8$$

d.h. die 1.71-fache Beanspruchung gegenüber der reinen Querkraftbeanspruchung. Unter Berücksichtigung des Kraft-Faser-Winkels bei dieser Rechnung ( $\alpha = 35.7^\circ$  und  $54.3^\circ$ ) beträgt die zulässige Beanspruchung

$$\text{zul } P_i^* = \begin{cases} 2 * 0.90 * 33 * d^2 = 5\,940 \text{ kN} & (\text{SH}) \\ 0.85 * 51 * d^2 = 4\,335 \text{ kN} & (\text{MH}) \end{cases}$$

gegenüber

$$\text{vorh } P_i = 4241.1 \text{ N}$$

(bei einer Last von 39 600 N). Unter Berücksichtigung der defacto nicht vollständigen starrer Rahmenecken dürfte dennoch gelten

$$\text{vorh } P_i \approx \text{zul } P_i^*$$

### Nachrechnen der Prüfung

#### a) ohne Momentenbeanspruchung

Für eine Last von 39 600 N erhält man die im infolgenden Bild angegebenen Schnittgrößenverläufe. Die indirekt zu übertragende Kraft beträgt 64 % der insgesamt zu übertragenden Kraft. Dies bezüglich verhält sich diese Verbindung günstiger als die geprüfte Version 78 1710.

Aus den gleichen Gründen wie bei 78 1710 wird eine Nachrechnung zum Versagenszeitpunkt nicht verfolgt.

#### b) mit Momentenbeanspruchung

Die indirekt zu übertragenden Kräfte erhöhen sich auf 84 %; das weichere Tragverhalten des Stabes wird durch den Schnittgrößenverlauf widergegeben.

Versuche 81 1111 (4 -5)

$$l = 320 \text{ mm}$$

$$B \text{ } \varnothing 10$$

$$\text{SH: } 80.0 + 20.0 \text{ mm} \quad (t = 20 \text{ mm})$$

$$\text{MH: } 140.0 \text{ mm}$$

Zulässige Belastung (ohne Momentenbeanspruchung):

SH: brettschichtverleimtes Holz  
 $P = 0.75 * 2 * 8 * 5.5 * 80.0 * 10 = 52\ 800\ \text{N}$   
 $P = 0.75 * 2 * 8 * 33 * 10^2 = 39\ 600\ \text{N}$

MH: brettschichtverleimtes Holz  
 $P = 8 * 8.5 * 140.0 * 10 = 95\ 200\ \text{N}$   
 $P = 8 * 51 * 10^2 = 40\ 800\ \text{N}$

maßgebend: Biegung SH

zul  $P = 39\ 600\ \text{N}$

prüf  $P_4 = 39\ 600\ \text{N} = 1.0\ \text{zulP}$   
 prüf  $P_5 = 39\ 600\ \text{N} = 1.0\ \text{zulP}$

$l/d = 32$        $a_1/d = 8.0$        $a_2/d = 14$        $a_2/a_1 = 1.75$

Verhalten bei Prüfung:

Versuch 4: 1.0 zul P      ———>      Versagen nach 21\*) Minuten  
 Versuch 5: 1.0 zul P      ———>      Versagen nach 27 Minuten

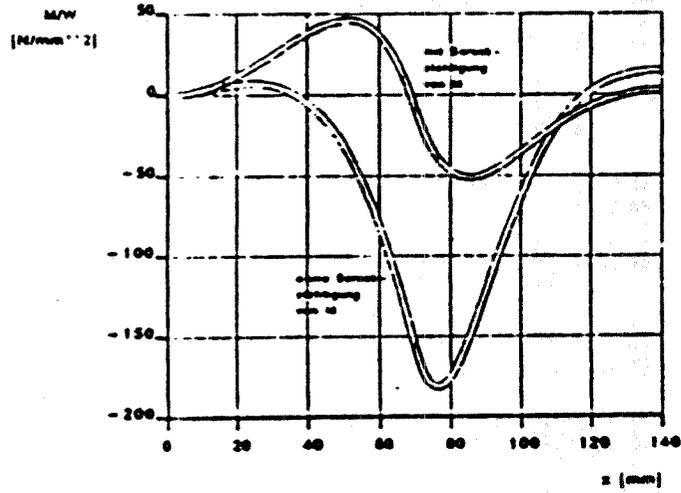
\*) lt. Bericht Versagen aufgrund zu kurz eingebauter Dübel

Gemäß der handschriftlichen Aufzeichnungen, spalteten sich die Zangen in beiden Fällen und zogen sich aus den Stabdübeln heraus.

Gegenüber 78 1710 unterscheiden sich diese Versuche nur durch ein 20 mm schmäleres Mittelholz. Rechnerisch wurde dies zu einer geringfügigen Erhöhung der indirekt zu übertragenden Kräfte führen. Dennoch muß geschlossen werden, daß die Versuche 78 1710 nur mit 0.5 zulP durchgeführt wurden

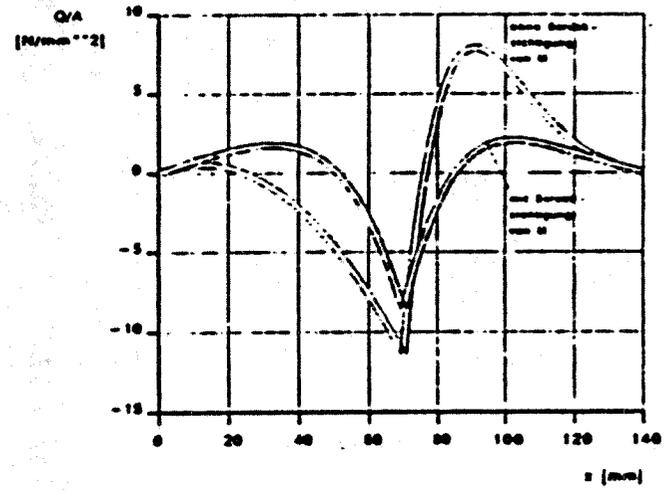
Bericht 811111; t=0 Min

M/W - Verlauf



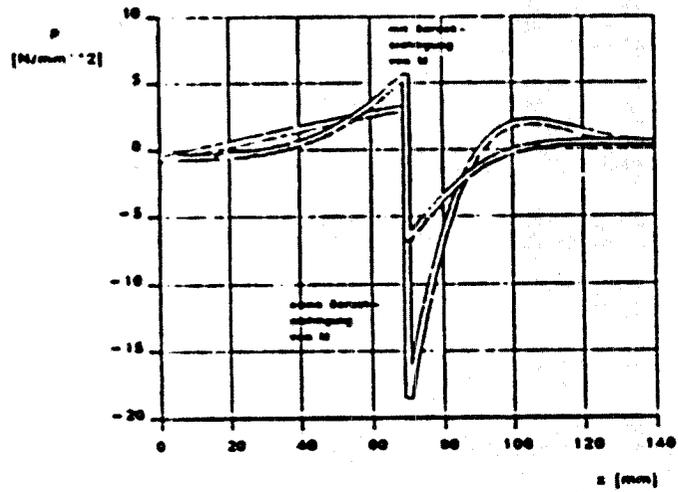
Berichtnr. 811111; t=0 Min

Q/A - Verlauf



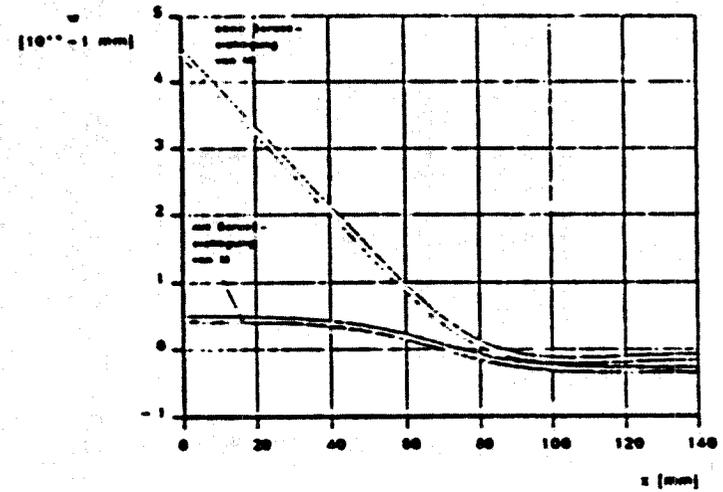
Berichtnr. 811111; t=0 Min

Pressung



Berichtnr. 811111; t=0 Min

Biegelinie



### C. Zusammenfassung

Das ungünstige Verhalten dieser Verbindung verglichen mit z.B. Versuch 77 169 ist auf die geringen indirekt übertragbaren Kräfte zurückzuführen. Daher bringen die Holzscheiben rechnerisch keine Erhöhung der Feuerwiderstandsdauer.

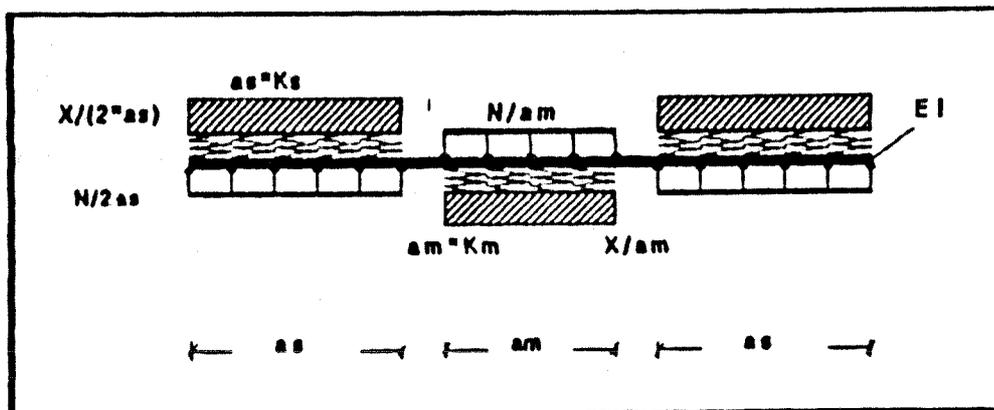
Die indirekt übertragbaren Kräfte könnten erhöht werden, z.B. durch ein Futter in der Zange im Anschlußbereich.

Generell muß für Verbindungen, bei denen nicht indirekte Schnittgrößen ( $M_{ind}$ ,  $Q_{ind}$ , vgl. Bild (4.14)) über die angeschlossenen Bauteile übertragen werden können, die indirekt zu übertragenden Kräfte enger begrenzt werden.

### 4.4 Maßgebende Parameter zur Beurteilung der Steifigkeit

Die indirekt zu übertragenden Kräfte  $F_{ind}$  sind stark abhängig von den jeweiligen Steifigkeitsverhältnissen.

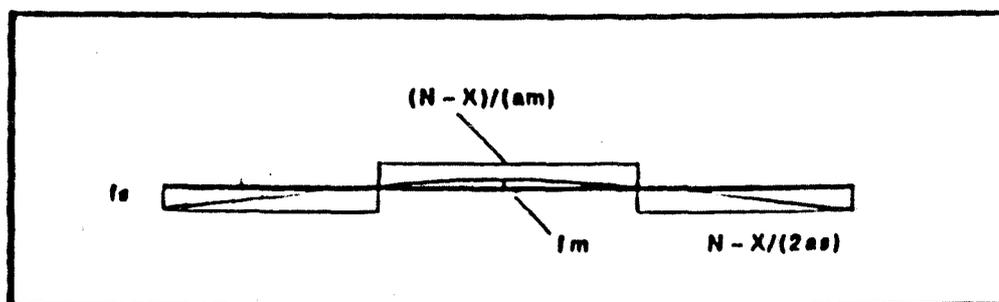
Um für die praktische Bemessung einfache Kriterien für die Beurteilung zu erhalten wird folgendes Modell betrachtet, wobei angenommen wird, daß  $X$  proportional zu  $(N - F_{ind})$ , d.h. zu den direkt übertragenen Kräften.



Bei diesem Modell wird eine abschnittsweise konstante Pressung unterstellt, die somit erheblich überschätzt wird:

$$X = \frac{N \cdot \left( \left( \frac{a_s^3}{40} \right) + \left( \frac{a_m \cdot a_s^3}{16} \right) - \left( \frac{a_m^3}{30} \right) \right)}{\left( \left( \frac{a_s^3}{40} \right) + \left( \frac{a_m \cdot a_s^3}{16} \right) - \left( \frac{a_m^3}{30} \right) \right) + EI / (a_m \cdot K_m) + EI / (2 \cdot a_s \cdot K_s)} \quad (4.5.1)$$

Das gleiche Ergebnis erhält man, wenn man die freie Stabbiegung aufgrund von  $(N - X)/a_m$  bzw.  $(N - X)/2a_s$  bestimmt:



$$\text{und } f_m = X / (a_m \cdot K_m) \\ f_0 = X / (2 \cdot a_s \cdot K_s)$$

setzt. Trotz der erheblichen Überschätzung der Pressung und somit Unterschätzung von  $F_{1,2}$  kann davon ausgegangen werden, daß die Gl. (4.5.1) die wesentlichen Parameter in der Tendenz zutreffend erfaßt. Durch Umstellung kann folgende Bedingung zur Beschreibung des Verhältnisses zwischen den indirekt und direkt übertragenen Kräften abgeleitet werden:

$$\frac{EI/(a_m \cdot K_m) + EI/(2 \cdot a_s \cdot K_s)}{a_s^2/40 + a_m \cdot a_s^2/16 - a_m^2/30} = \frac{N - X}{X} > \delta \quad (4.5.2)$$

wobei  $\delta$  anhand der geprüften Verbindungen und deren Varianten, die hinsichtlich Versagens aufgrund von Herausziehen sich angemessen verhielten, festgelegt wird. Aus Gl. (... 2) erhält man:

$$\frac{d}{a_s} > \left[ \delta \cdot \frac{1/40 + (1/16)(a_m/a_s) - (1/30)(a_m/a_s)^2}{e_m \cdot \sqrt{a_m/a_s} + e_s/2} \right]^{1/2.0}$$

$$\approx \delta^{1/2.0} \cdot \chi$$

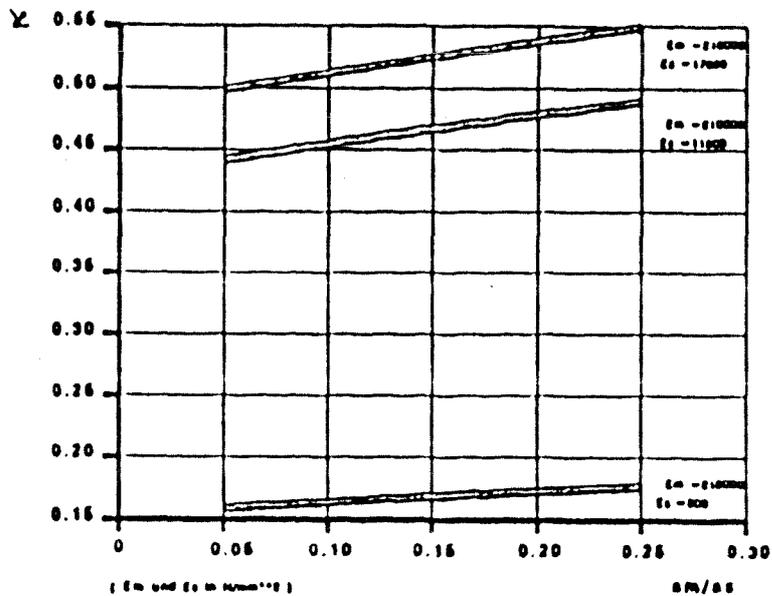
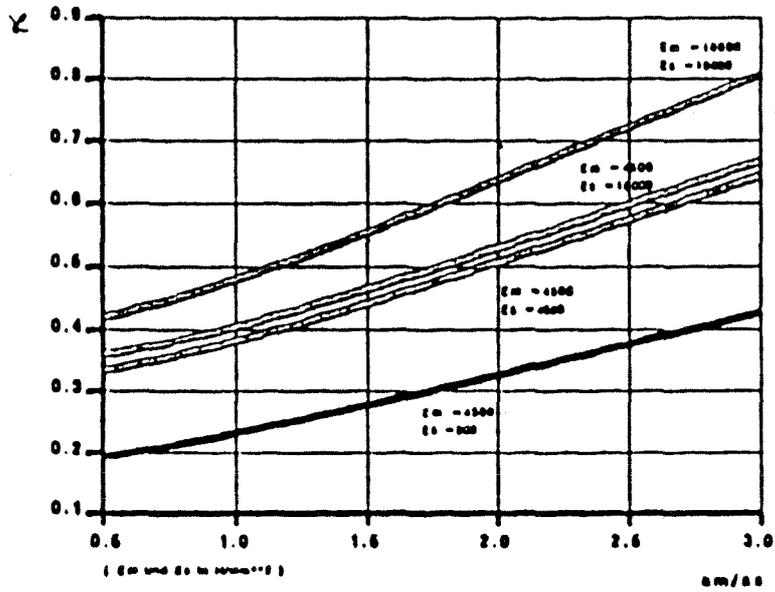
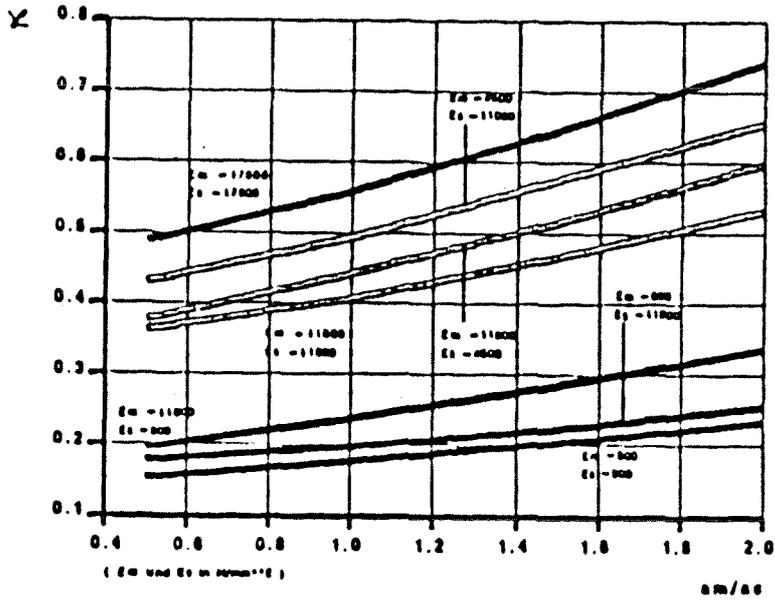
wobei für den Ausgangszustand

$$e_m = 10\,500 / E_{Mz}$$

$$e_s = 10\,500 / E_{Sz}$$

Eine Auswertung von  $\chi$  für verschiedene Werte  $E_{Mz}$  und  $E_{Sz}$  und Verhältnisse  $a_m/a_s$  ist in Bild (4.23) gezeigt. In grober Näherung kann die Zunahme von  $\chi$  mit  $a_m/a_s$  in funktionaler Abhängigkeit von  $\sqrt{a_m/a_s}$  für praktisch relevante Verhältnisse angesetzt werden, außer bei Stahlblechen als MH.

Bild (4.23) Kappa in Abhängigkeit vom  $a_n/a_s$  für verschiedene Holz-E-Moduli



Aufgrund der zusammenfassenden Darstellung der geprüften Versionen und deren Varianten nach Tabelle (2.2) - (2.5) kann festgestellt werden

$d/a_s \geq$	[	$0.20 \sqrt{a_m/a_s} * f(1)$	für MH und SH parallel zur Faser (NH)
		$0.16 \sqrt{a_m/a_s} * f(1)$	für MH und/oder SH senkrecht zur Faser
		$0.18 \sqrt{a_m/a_s} * f(1)$	für MH und/oder SH als Sperrholzplatte
		$0.10 * f(1)$	für MH als Stahlblech, SH senkrecht oder parallel zur Faser

$f(1)$  berücksichtigt den Einfluß der Stablänge auf die Temperaturentwicklung im Stab und kann aus Bild (4.24) entnommen werden.

Bild (4.24)  $f(1_s)$  in Abhängigkeit der Stablänge

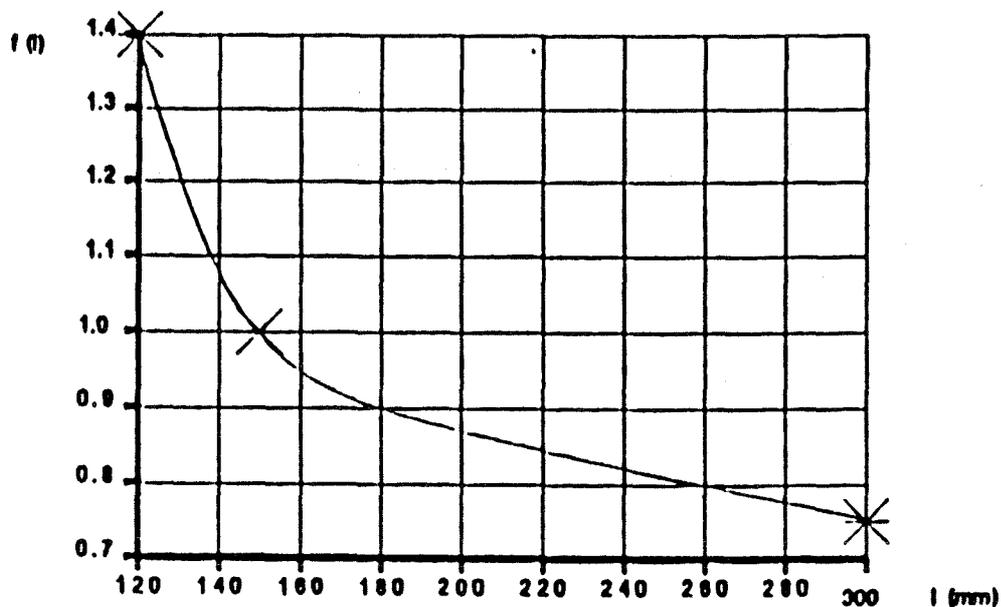
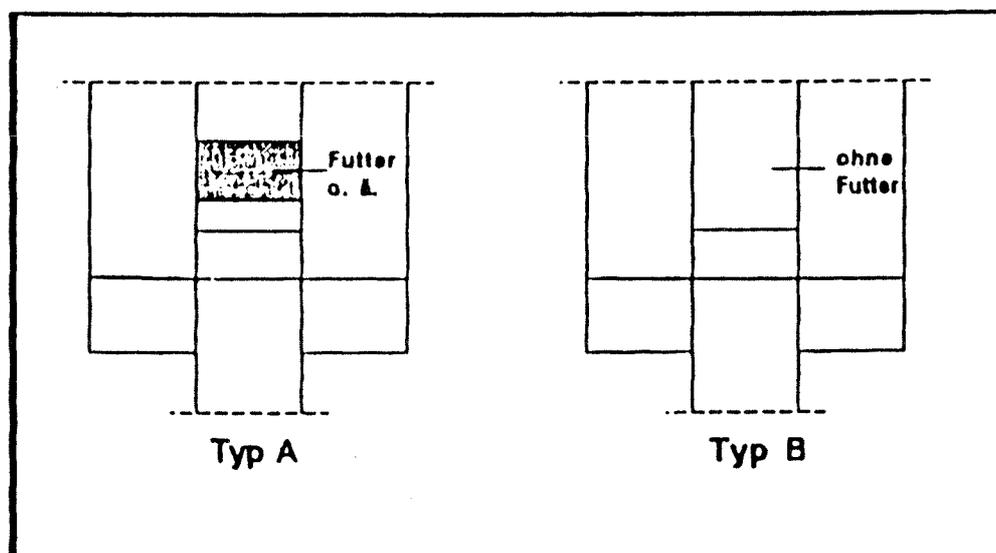


Bild (4.24) ist genaugenommen nur für  $l = 120$  und  $150$  mm abgesichert und gilt im Bereich  $t = 30$  Min. Aus den Grenzbetrachtungen zu den Verbindungen mit Holzscheiben erhält man als Grenzwert  $f(1) > 0.23$  (für Verbindungen Typ A, siehe Bild (4.25); für Verbindungen Typ B liegt der entsprechende Grenzwert bei  $0.73$ ). Um hier keine Unterscheidung zwischen Typ A und B einzuführen, wurde als maximale Abminderung ca.  $0.73$  eingeführt

Zusätzlich zu dieser Bedingung bedarf es einer Untergrenze für  $a_s$  um Holzbruch im Seitenholz zu vermeiden (siehe Abschnitt 4.5).

Bild (4.25) Verbindungen Typ A und Typ B



Für  $d/a_s$  kleiner als o.g. Grenzwerte ist die Last in Verhältnis

$$\alpha = \frac{\text{vorh}(d/a_s)}{\text{erf}(d/a_s)}$$

abzumindern.

Für Laubhölzer wären die Grenzwerte zu erhöhen, etwa für Laubhölzer C um 15%.

Gemäß 1052 T.2 ist für  $d/a_s > 0.166$  bei NH und BSH Lochleibung maßgebend (für Laubhölzer C für  $d/a_s > 0.2$ ). Somit ist aufgrund obiger Bedingung außer daß  $a_s$  entsprechend kleiner ist als  $a_s$  - im SH immer Lochleibung maßgebend. Für  $a_s < (1.3 * a_s)$  ist dann allerdings das MH maßgebend. Somit wird durch o.g. Grenzwerte bei Holz-Holz-Verbindungen in der Regel vermieden, daß Stabbiegung maßgebend für die Bemessung ist.

Mit Hilfe der Relation  $\alpha$  kann in grober Näherung abgeschätzt werden:

$$t_r = 30 \sqrt{\alpha}$$

wobei diese Näherung nur gedacht ist, um die Auswirkung von Brandschutzmaßnahmen zu erfassen.

Tab. (2.2)

Bezeichnung nr. 011114	Z	Z1	Z2	Z3	Z4	Z5	T	T1	T2	T3	T4	T5	ZB
d/as	0.182	0.323	0.364	0.121	0.136	0.227	0.182	0.243	0.364	0.123	0.136	0.227	0.222
am/as	0.727	2.839	0.727	0.727	0.727	0.727	0.727	1.640	0.727	0.727	0.727	0.727	1.333
Vd	16.0	16.0	7.6	22.6	20.0	12.0	16.0	16.0	7.6	22.2	20.0	12.0	16.0
	0.400	0.670	0.400	0.400	0.400	0.400	0.190	0.140	0.190	0.190	0.190	0.190	0.4
Bem.	32 min	**)	> 30	< 30	< 30	< 30	> 32	**)	> 30	< 30	> 30	> 30	< 30
d/as >	0.171	0.337	0.171	0.171	0.171	0.239 <sup>*)</sup>	0.136	0.206	0.136	0.136	0.136	0.190 <sup>*)</sup>	0.231

\*) f(1) = 1.4

\*\*) Holzbruch

Tab. (2.3)

Bezeichnung nr. 00100	Z	Z0	Z1	Z2	Z3	Z4	T	T1	T2	T3
d/as	0.230	0.264	0.333	0.460	0.163	0.184	0.230	0.264	0.460	0.163
am/as	0.769	1.060	2.000	0.769	0.769	0.769	0.769	1.060	0.769	0.769
Vd	12.0	12.0	12.0	6.0	18.0	16.0	12.0	12.0	6.0	18.0
	0.340	0.320	0.370	0.340	0.340	0.340	0.190	0.180	0.190	0.190
Bem.	> 30	< 30	< 30 <sup>**)</sup>	**)	< 30	> 30	> 30	**)	> 30	~ 30
d/as >	0.220 <sup>*)</sup>	0.268 <sup>*)</sup>	0.367 <sup>*)</sup>	0.220 <sup>*)</sup>	0.220 <sup>*)</sup>	0.167	0.196 <sup>*)</sup>	0.230 <sup>*)</sup>	0.196 <sup>*)</sup>	0.196 <sup>*)</sup>

\*) f(1) = 1.4

\*\*) Holzbruch

Tab. (2.4)

Bericht nr. 811116	Z	Z1	Z2	Z3	Z4	Z5	T	T1	T2	T3	T4	T5
d/as	0.139	0.222	0.260	0.118	0.104	0.174	0.139	0.167	0.347	0.120	0.104	0.174
am/as	0.080	0.133	0.080	0.080	0.080	0.080	0.080	0.100	0.080	0.080	0.080	0.08
Vd	16.0	9.8	8.0	17.8	20.0	12.0	16.0	12.8	8.0	17.3	20.0	12.0
	0.460	0.460	0.460	0.460	0.460	0.460	0.160	0.160	0.160	0.160	0.160	0.160
Bem.	40 min	**)	> 30	~ 30	~ 30	~ 30	> 40	> 30	> 30	~ 30	~ 30	**)
d/as >	0.100	0.100	0.100	0.100	0.100	0.140 <sup>1)</sup>	0.100	0.100	0.100	0.100	0.100	0.140 <sup>1)</sup>

1) F (l) = 1.4

\*\*) Holzbruch

Tab. (2.5)

Bericht nr. 86106	Z	Z1	Z2	Z3	Z4	Z5	T	T1	T2	T3	T4	T5
d/as	0.176	0.222	0.418	0.160	0.140	0.222	0.176	0.167	0.369	0.162	0.140	0.219
am/as	0.106	0.133	0.106	0.106	0.100	0.133	0.106	0.100	0.106	0.106	0.106	0.105
Vd	12.0	9.8	6.1	14.1	16.0	9.8	12.0	12.8	6.7	13.9	16.0	9.8
	0.460	0.460	0.460	0.460	0.460	0.460	0.160	0.160	0.160	0.160	0.160	0.160
Bem.	> 27	**)	**)	~ 30	> 30	**)	27 **)	27 **)	**)	> 30	> 30	**)
d/as >	0.140 <sup>1)</sup>	0.140 <sup>1)</sup>	0.140 <sup>1)</sup>	0.140 <sup>1)</sup>	0.100	0.140 <sup>1)</sup>	0.100	0.140 <sup>1)</sup>				

x) f (l) = 1.4

\*\*) Holzbruch

#### 4.5 Mindestwerte für die Seitenholzdicke und Randabstände Seitenholz

Um ein Versagen aufgrund Herausziehen zu verzögern, wurden in Abschnitt 4.4 Grenzwerte für das Verhältnis  $d/a_s$  festgelegt. Aufgrund dieser Grenzwerte wird in der Regel im Seitenholz die Lochleibung maßgebend. Um Holzbruch im SH zu vermeiden sind Mindestwerte für die Seitenholzdicke zu beachten.

Im Zuge des Abbrandes trägt der Stab in Seitenholz im zunehmenden Maße wie ein starrer Stab. Vernachlässigt man die insgesamt kleinere Pressung aufgrund der indirekt übertragenen Kräfte und setzt für die - im Zuge des Abbrandes gleichmäßige Pressung -  $zulo_1(t)$  =  $zulo$  erhält man für NH und BSH:

$$N(t) = 2 * zulo_1(t) * (a_s - \beta * t) * d$$

$$\leq 2 * zulo * a_s * d$$

$$a_s \geq (17/6) * \beta * t$$

$$\geq 51 \text{ mm}$$

$$\text{für } zulo_1(t) = 8.5; zulo = 5.5$$

$$\beta = 0.6 \text{ mm/Min und } t = 30 \text{ Min}$$

$$\text{min } a_s \approx 50 \text{ mm}$$

für F30  
parallel zur Faser

Eine Seitenholzlänge von unter 50 mm lag bei den geprüften Versionen nur bei 83168 vor - die ohnehin nur knapp eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Min erreichte.

Für  $a_s < 50$  mm wäre die Belastung im Verhältnis vorh  $a_s/50$  abzumindern.

Für Stabdübel, die mit Holzscheiben geschützt sind, kann die Scheibendicke von min  $a_s$  abgezogen werden. Dies wäre aber praktisch nur von Bedeutung bei F60 (min  $a_s \approx 100$  mm).

Bei großen Randabständen besteht ggf. die Gefahr des Abwölbens von Seitenhölzern mit nachfolgenden erhöhten Abbrand und weiterer Temperaturbeanspruchung der Stabdübel. Dies wäre ein mögliches Argument um auch bei Stabdübeln min  $a_s = 60$  mm zu fordern (vgl. Bolzen und Dübel; zunächst wird aber min  $a_s = 50$  mm im Teil I vorgeschlagen).

#### Randabstände

Da ein Vorzeichen-Wechsel bei der Pressung im Seitenholz auch bei Brandbeanspruchung auftreten kann (siehe Verlauf der Pressungen bei geprüften und gerechneten Varianten) müssen auch hier Anforderungen an den Abstand vom unbeanspruchten Rand parallel zur Krafrichtung gestellt werden. Für den unbeanspruchten Rand senkrecht zur Krafrichtung könnte auf besondere Anforderungen verzichtet werden. Da in DIN 1052 Teil 2 diesbezüglich nicht differenziert wird, erscheint eine Unterscheidung für brandschutztech-

nische Nachweise nicht praktikabel. Unterstellt man, daß die Randabstände für die kalte Bemessung mindestens einen Sicherheitsbeiwert von

$$\gamma_M \cdot \gamma_r = 1.25 \cdot \gamma_r$$

enthalten (siehe EUROCODE 5 Entwurf, Teilsicherheitsbeiwerte für Festigkeiten) so könnte man für die "Zufallsituation" eine Reduzierung der Randabstände zu dem Faktor  $1/1.25 \cdot \gamma_r$  in Erwägung ziehen. Unter Berücksichtigung von Rißbildungen bei der Brandbeanspruchung, wird vorgeschlagen:

$$\min e_{r,t} = (0.8 \cdot \min e_r) + (\beta \cdot t) \geq \min e$$

wobei  $\min e_r$  die erforderlichen Randabstände nach DIN 1052 Teil 2, Abschnitt 5.7. Ggf. wären für Brettschichtholz geringere Randabstände möglich.

#### 4.6 Schutz des Stabdübels mit eingeleimten Holzscheiben

In den Bildern (4.26) und (4.27) sind folgende Ausführungen gegenübergestellt

- a1) bündiger Stabdübel  $l = 0.2$  m (mit fiktiver Abbrandrate  $\beta^*$ )
- a2) bündiger Stabdübel  $l = 0.2$  m (ohne fiktiver Abbrandrate)
- b) Stabdübel:  $l = 0.18$  m                      Holzscheibe:  $2 \cdot h_s = 0.010$  m
- c)                       $l = 0.17$  m                       $2 \cdot h_s = 0.015$  m
- d)                       $l = 0.16$  m                       $2 \cdot h_s = 0.020$  m

Bild (4.26) gibt den Temperaturverlauf für  $t = 30$ , Bild (4.26) für  $t = 45$  Minuten.

Die Temperaturentwicklung mit der Zeit in etwa 3.8 cm Tiefe (gerechnet vom Stabkopf) ist im Bild (4.28) eingetragen.

Bei der Temperaturberechnung wurden folgende Annahmen zugrundegelegt:

- Rohdichte
  - Holz: 390 (kg/m<sup>3</sup>)
  - verkohlte Schicht: 120 (kg/m<sup>3</sup>)
- spezifische Wärmekapazität <sup>1</sup>
  - Holz:  $1.11 + 0.0042 \cdot T$  (kg/kg°C)
  - verkohlte Schicht: 0.70 (kg/kg°C)
- Wärmeleitfähigkeit
  - Holz: 0.13 (W/m°C)
  - verkohlte Schicht: 0.13 (M/m°C)
- Abbrandrate: 0.6 (mm/Min)

Bis zum vollständigen Abbrand der Holzscheibe wurde angenommen,

daß die verkohlte Schicht haften bleibt. Zum Zeitpunkt  $t = h_s/\beta$  wurde unterstellt, daß die nunmehr gänzlich verkohlte Schutzschicht abfällt. Nach Abfall wurde aber keine fiktive Abbrandrate gemäß Abschnitt 4.2.1 in Rechnung gestellt. Feuchtigkeits- und Massentransporte wurden bei der Rechnung nicht berücksichtigt.

Gegenüber den bündigen (= ungeschützten) Stabdübeln - gerechnet mit fiktiver Abbrandrate - bringt selbst eine Holzscheibe mit nur 1 cm Dicke eine Temperaturverminderung von über 100°C. (Bei Berechnung des ungeschützten Stabdübels ohne fiktive Abbrandrate liegt der Temperaturunterschied bis nur knapp 50°C; allerdings ist der erste Vergleich der zutreffendere Vergleich).

Aus den Kurven für die Fälle b), c) und d) ist erkennbar, daß für  $t \geq 30$  Min etwa je 1 cm Dicke der Holzscheibe etwa 100 °C Temperaturabminderung erzielt werden.

Sofern allein die Stahltemperaturen für das Versagen maßgebend wären entspricht dies etwa einer Verlängerung der Feuerwiderstandsdauer um 15 Minuten je 1 cm Dicke der Holzscheibe (oder eine vorgehefteten Brettes), allerdings nur bei günstigen Verhältnissen  $a_s/d$  und  $a_s/a_s$ .

Aus der Grundlage der in Abschnitt 4.4 abgeleiteten Beziehungen, hätte Versuch 77 169 bei Ausführung ohne Holzscheiben eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten bei einer abgeminderten Belastung von  $P = 0.69$  zulP erreicht:

$$d/a_s \geq 0.2 \sqrt{a_s/(0.77 a_s)} = 0.29 \quad (\text{Zugstrebe})$$

$$\alpha = \frac{\text{vorh}(d/a_s)}{\text{erf}(d/a_s)} = \frac{0.20}{0.29} = 0.69$$

$\alpha$  ist ein Maß, welches auch das Tragverhalten des Stabdübels beschreibt: Je kleiner  $\alpha$ , desto größer ist der Anteil der indirekt zu übertragenden Kräfte.

Im Hinblick auf die Wirksamkeit eingeleimter Holzscheiben muß berücksichtigt werden, daß die indirekt übertragbaren Kräfte begrenzt sind und mit  $t$  abnehmen. Unter Verwendung der groben Näherung  $t_r = 30 \sqrt{\alpha}$  (Min) wird folgender empirischer Ansatz vorgeschlagen

$$t_r = 30 \sqrt{\alpha} + 15 \quad t \leq 30 \sqrt{\alpha}$$

wobei

- t die Dicke der eingeleimten Holzscheibe bzw. des stehengelassenen Holzes
- $\alpha$  wie  $\alpha$ , ermittelt jedoch für
  - $f(1) = 0.25$  für Verbindungen TypA nach Bild (4.25)
  - $f(1) = 0.75$  für Verbindungen TypB nach Bild (4.25)

Stabdübel mit eingel. Holzscheiben geschützt

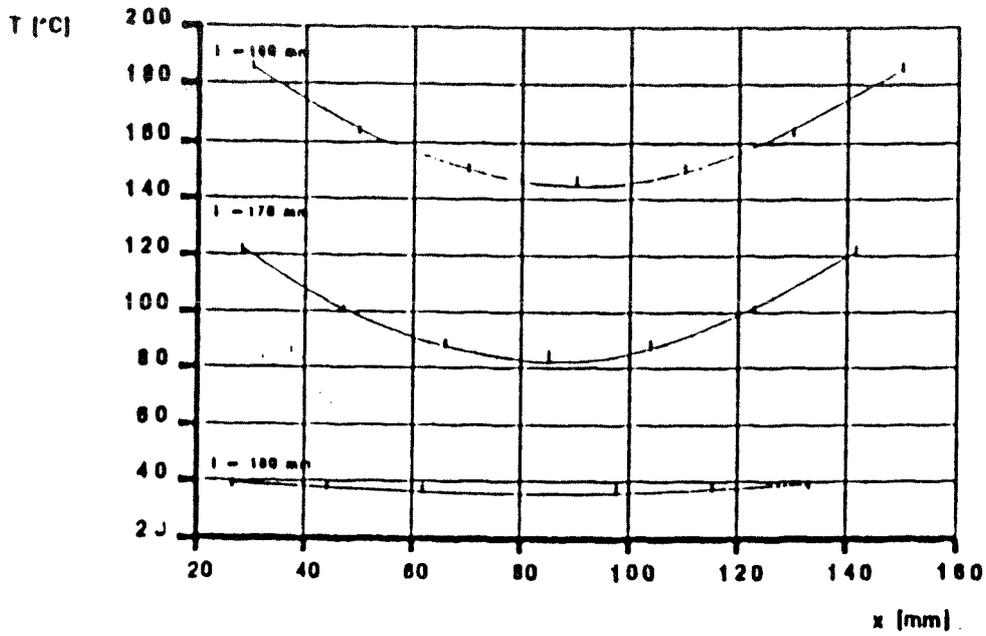


Bild (4.27) Stahlttemperaturen für  $t = 45$  Min  
Stabdübel mit eingel. Holzscheiben geschützt

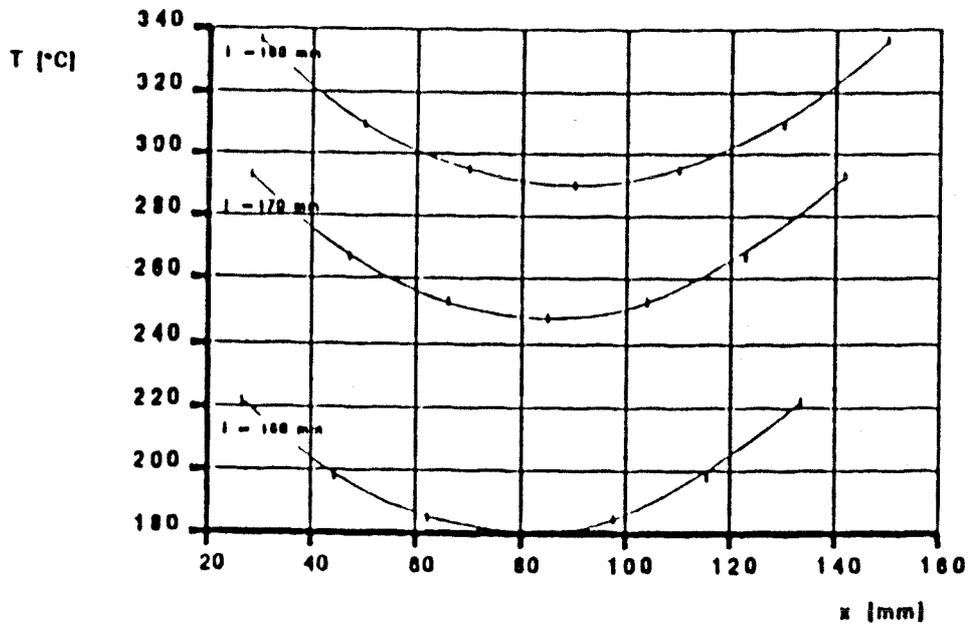
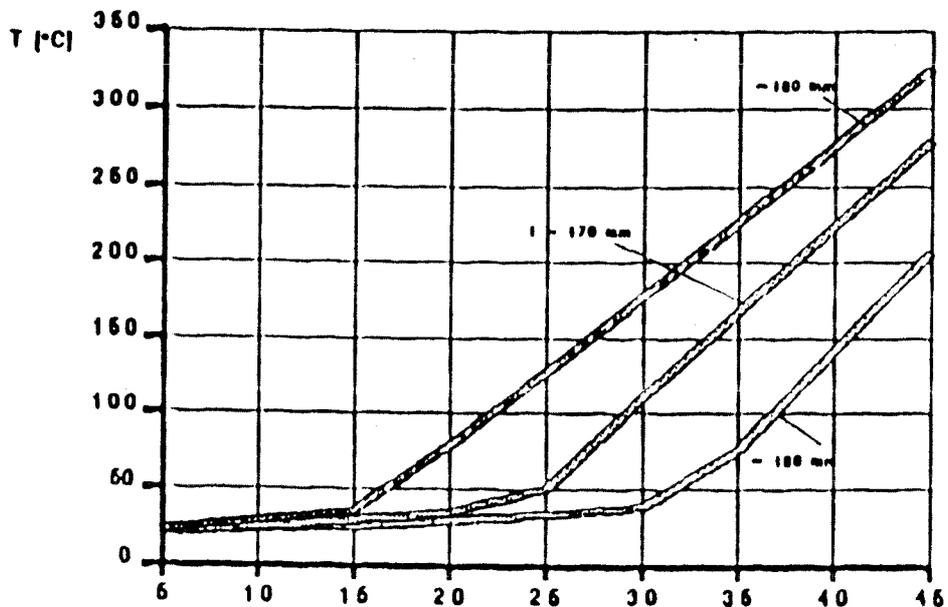


Bild (4.28) Temperaturentwicklung mit der Zeit  
in 38 mm Tiefe



Dabei wurde  $\alpha$ , wie folgt aus den Versuchen 77 169, 81 1111 und 781710 abgeleitet:

$$t_{f.} = 30 \sqrt{\alpha}$$

mit  $t_{f.}$  Feuerwiderstandsdauer bei Ausführung mit Holzscheiben  $t$ .  
>  $\beta \cdot t$ .

Für 77 169

$$\sqrt{\alpha} = 1.5$$

$$\text{erf}(d/a_s) = \frac{\text{vorh}(d/a_s)}{2.25} = 0.088$$

$$f(1) = \frac{0.088}{0.2 \sqrt{(a_m/a_s)}} = 0.23$$

Für 78 710

$$\sqrt{\alpha} = 26/30$$

$$\text{erf}(d/a_s) = \frac{\text{vorh}(d/a_s)}{0.75} = 0.166$$

$$f(1) = \frac{0.166}{0.16 \sqrt{(a_m/a_s)}} = 0.73$$

In Verbindung mit  $f(1)$  nach Abschnitt 4.4 ergibt sich somit für die Verbindungen 81 1111 und 78 1710 keine Erhöhung der Feuerwiderstandsdauer durch die Holzscheiben - ein Ergebnis das plausibel ( $t < 30$  Min) und in Obereinstimmung mit der Rechnung ist, die für Ausführung mit und ohne Holzscheiben keinen signifikanten Unterschied feststellte. Gegebenfalls wäre zu überlegen ob Typ B überhaupt als klassifizierbar aufgenommen werden soll. Bei Einbringung eines Futters zwischen den Zangen, wären vorgenannte Verbindungen problemlos als F30 (für  $P = \text{zulP}$ ) klassifizierbar.

#### 4.7 Einfluß Stabdübel-Oberstand

In Bild (4.29) sind die Temperaturverläufe für bündige Stabdübel den entsprechenden Verläufen für Ausführung mit jeweils 0.5 cm Oberstand gegenübergestellt.

In beiden Fällen erfolgte die Ermittlung ohne Berücksichtigung der "fiktiven Abbrandrate"  $\beta^*$  um die Einflüsse nicht zu vermischen. Der Einfluß des Oberstandes wurde durch eine Vergrößerung von  $\alpha$  gemäß der - im Vergleich zur bündigen Ausführung - vergrößerten freiliegenden Fläche erfaßt; wobei die Güte dieser Näherung schon im Abschnitt 4.2.1 nachgewiesen wurden

$$\alpha' = \alpha (1 + 4l_u/d)$$

Wie zu erwarten, wirkt sich ein Oberstand bei kleinen Stabdübel-längen sehr ungünstig aus (siehe  $L = 0.10$  im Bild (4.29a)). Bei  $L = 0.20$  beträgt die Temperaturerhöhung aufgrund des Oberstandes im Stabmitte noch  $120^\circ\text{C}$  bei 30 Minuten; bei  $L = 0.30$  nurmehr etwa  $50^\circ\text{C}$ , wieder in Stabmitte bei 30 Minuten.

Aus Bild (4.29) ist folgender Zusammenhang näherungsweise zu erkennen:

Die Temperatur für

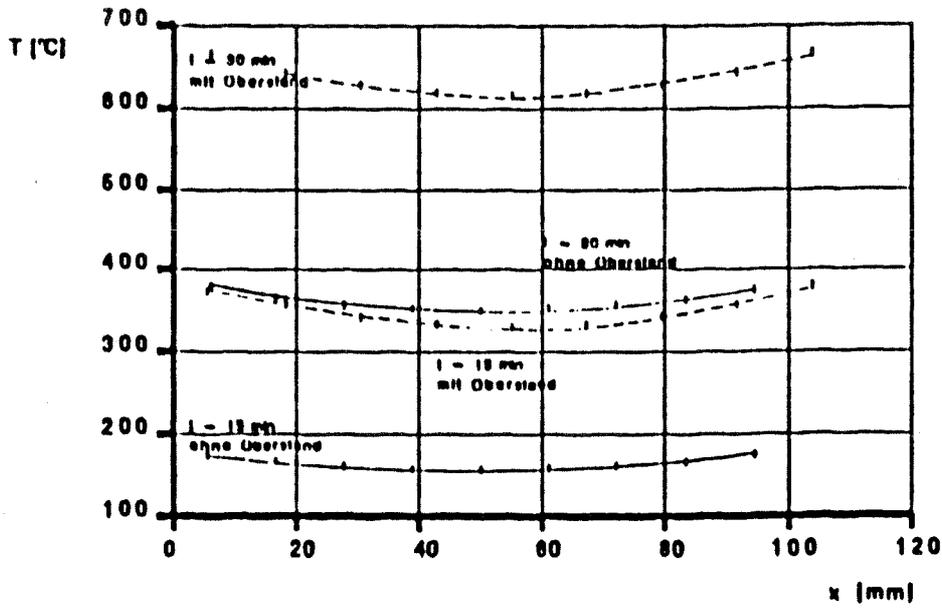
- $L = 300$  mm mit Oberstand entsprechend etwa den Temperaturen von  $L = 200$  ohne Oberstand
- $L = 200$  mm mit Oberstand entsprechend knapp den Temperaturen von  $L = 100$  ohne Oberstand

Das bedeutet, daß die Auswirkung eines Stabdübelüberstandes von  $l_u = 5$  mm durch Einführung einer reduzierten Länge  $L'$  berücksichtigt werden kann; es wird vorgeschlagen

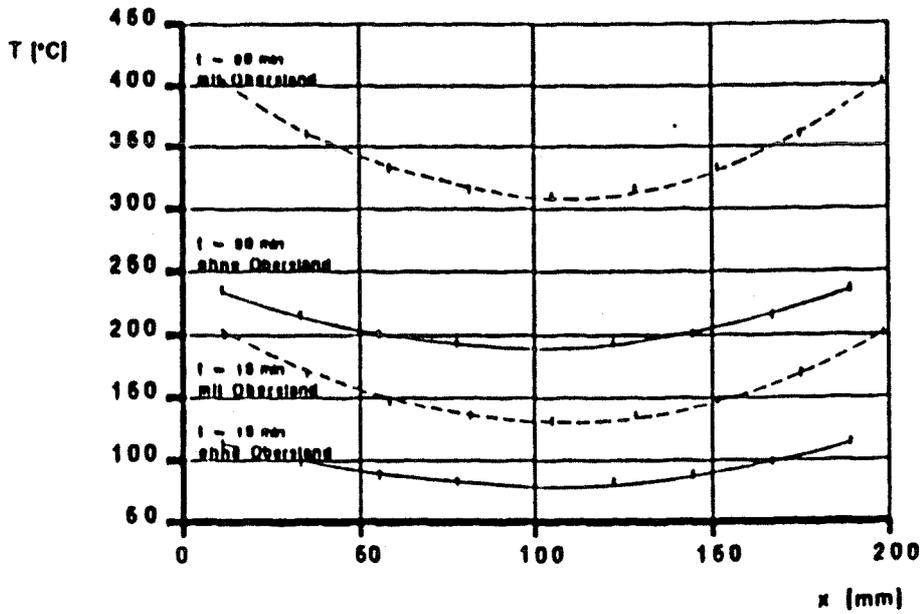
$$L' = 0.6 \cdot L$$

Für diese Länge ist dann  $f(l)$  und  $d/a$ , nach Abschnitt (4.4) zu bestimmen.

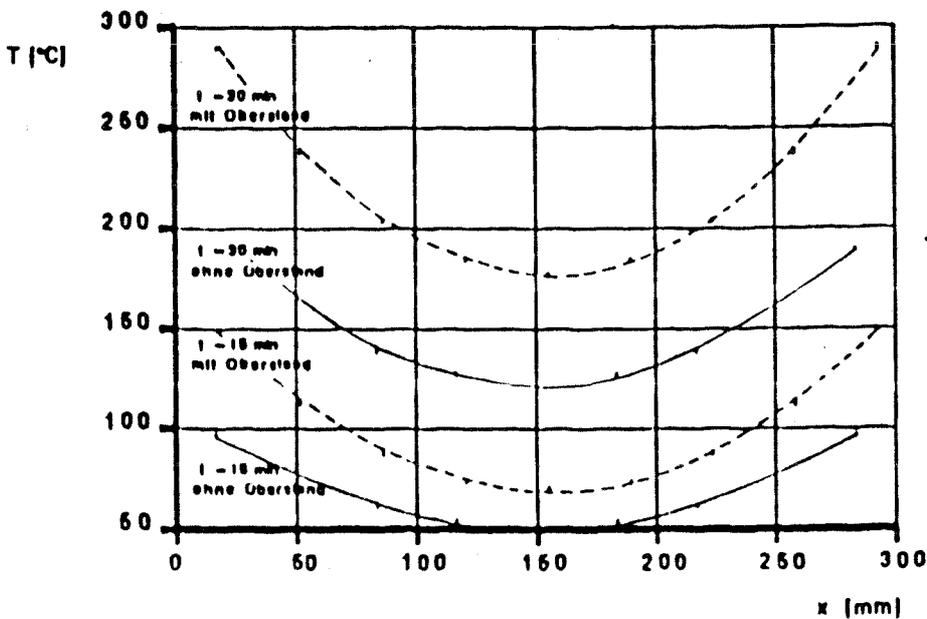
1d (4.29) a) Stahlttemperaturen für  $l = 100$  bzw.  $110$  [mm]



b) Stahlttemperaturen für  $l = 200$  bzw.  $210$  [mm]



c) Stahlttemperaturen für  $l = 300$  bzw.  $310$  [mm]



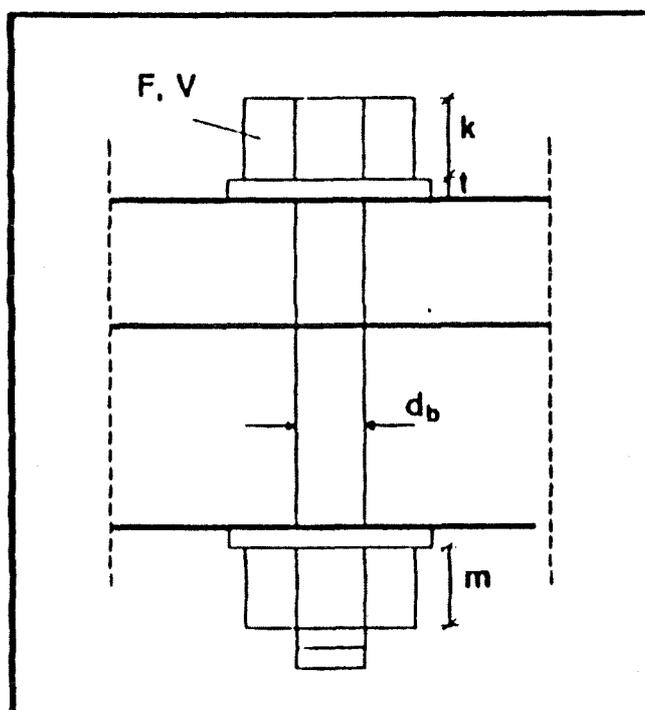
## 5. Bolzen; Dübel- und Nagelverbindungen

### 5.1 Bolzenverbindungen

#### 5.1.1 Temperaturverhalten

In Bild (5.1) sind Geometrie und Abmessungen von Bolzen M12 und M16 dargestellt. Für die außenliegenden Stahlteile erhält man  $\lambda/V$ -Verhältnisse von über 200 (ohne Bolzenüberstand). Auch unter Berücksichtigung des innenliegenden Stabes ergeben sich  $\lambda/V$ -Verhältnisse von über 130.

Bild (5.1) Geometrie und Abmessungen von Bolzen M12 und M16

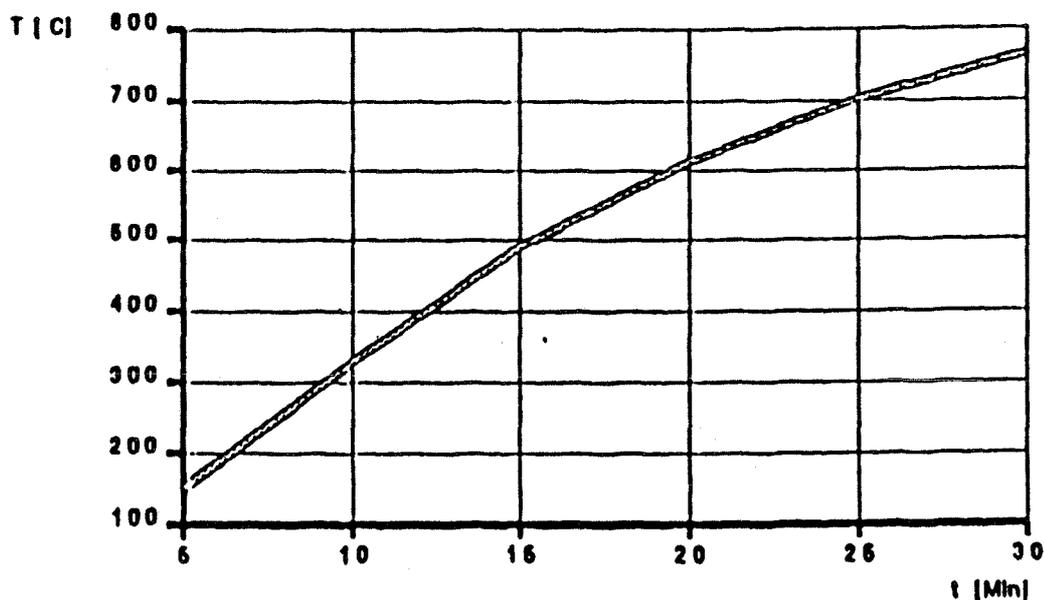


		M12	M16
Bolzendurchmesser	$d_b$ (mm)	12	16
Dicke Unterlegscheibe	$t$ (mm)	6	6
Scheibendurchmesser	$d_s$ (mm)	58	68
Kopfhöhe	$k$ (mm)	8	10
Mutterhöhe	$m$ (mm)	10	13
Schlüsselweite	$s$ (mm)	19	24
Fläche	$A$ (cm <sup>2</sup> )	44	60
Volumen	$V$ (cm <sup>3</sup> )	19	28
$\lambda/V$	(m <sup>-1</sup> )	231	214

Aufgrund der großen ungeschützten Stahloberfläche kommt es zu einer viel schnelleren Temperaturerhöhung als beim Stabdübel (vgl. Abschnitt 4.7 in den der Einfluß des Stabdübelüberstandes behandelt wurde).

Für die in den Versuchen 77 169 verwendeten Bolzen sind im Bild (5.2) der Temperatur-Zeit-Verlauf bis  $t = 30$  Min dargestellt. Schon nach 15 Minuten wird eine Temperatur von fast  $500^{\circ}\text{C}$  erreicht. Nach 30 Minuten beträgt die Längenänderung  $0.33$  cm.

Bild (5.2) Temperatur-Zeit-Verlauf  
Bericht 77 169: Bolzen M12



Für die Temperaturberechnung wurde der Bolzen mit Mutter und Unterlegscheibe durch einen Zylinder mit gleichen  $U/A$ -Verhältnis modelliert und somit 1-dimensional gerechnet. Aufgrund der sehr schnellen Erwärmung stellt sich über die Länge ein fast konstanter Temperaturverlauf ein. (Anmerkung: die Rechnung ist deswegen auch stark abhängig von  $\Delta t$ ; hier wurde mit  $\Delta t = 10$  Sec. gerechnet). Eine fiktive Abbrandrate  $\beta^*$  wurde nicht unterstellt, da ein Abfallen der verkohlten Schicht durch die Unterlegscheibe weitgehend verhindert wird.

Durch Verwendung kleinerer Muttern und Unterlegscheiben, d.h. mit günstigeren Oberflächen zu Volumen-Verhältnis können die Stahltemperaturen etwas reduziert werden, der Einfluß ist aber unwesentlich.

Unterschiede zwischen z.B. M12 und M16 und Bolzen unterschiedlicher Stablänge sind vernachlässigbar.

### 5.1.2 Verhalten tragender Bolzenverbindungen

Bei den geprüften Bolzenverbindungen handelt es sich nur um Bolzen, die zur Lagesicherung verwendet werden, d.h. die Beanspruchung der Bolzen war sehr gering.

Dennoch soll hier das Verhalten tragender Bolzenverbindungen kurz andiskutiert werden: Aufgrund der Mutter in Verbindung mit einer Unterlegscheibe erfährt der Stab an den Enden eine Einspannung.

Mit steigenden Stahltemperaturen verschwinden mit zunehmender Brandbeanspruchung die über Biegung und Querkraft übertragenen Kräfte - wegen abnehmender Biegesteifigkeit des Stabes. Wegen der etwas stärkeren Erhitzung im Bereich der Mutter/Unterlegscheibe, nehmen die Einspannmomente schneller ab, so daß mit zunehmender Dauer der Beanspruchung das Tragverhalten des Stabes hinsichtlich Biegemoment und Querkraft sich jenem eines entsprechend erhitzten Stabdübels annähert. Die indirekt zu übertragenden Kräfte wachsen - mit verschwindender Biegesteifigkeit - bis auf P an.

In Vergleich zum Stabdübel werden aber hier die indirekt zu übertragenden Kräfte (auch) über Zugkräfte im Stab übertragen, mit entsprechender Verankerung im Auflagerbereich Mutter/Unterlegscheibe.

Wird im Grenzfall  $EI \rightarrow 0$  die gesamte Kraft über Zug im Stab übertragen, so erhält man als eine Versagensbedingung

$$P = A_s \cdot \sigma_z(T_s)$$

Dabei ist  $A_s$  die Querschnittsfläche des Stahles und  $\sigma_z(T_s)$  die temperaturabhängige Zugfestigkeit. Als maßgebende Temperatur muß dabei jene im Bereich der Mutter zugrundegelegt werden.

Eine untere Grenze für die kritische Temperatur läßt sich anhand von  $z_{ulP}$  für Stabbiegung im SH ableiten:

$$P \leq 52d^3 = (d^3\pi/4) \cdot \sigma_z(T_s)$$

$$\sigma_z(T_s) \leq 66 \text{ N/mm}^2$$

Mit Bezug auf /8/ und /39/ erhält man hierfür  $T_{crit}$  von ca. 650°C. Sofern Stabbiegung im MH oder Lochleibung maßgebend ist, vergrößert sich entsprechend die kritische Temperatur.

Für ungeschützte Bolzenverbindungen erhält man für  $t = 30$  Min. Stahltemperaturen, die zwischen 750 und 800 °C liegen. Hierfür beträgt die maximale Zugfestigkeit etwa 25 N/mm<sup>2</sup>. Somit wäre bei einer Bemessung auf  $P = 25/66 = 0.37 z_{ulP}$  zunächst eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten erreichbar. Berücksichtigt man die mechanischen Dehnungen, die bei diesen Temperaturen und Spannungen bei 2% liegen und die thermischen Dehnungen (1%), so erscheint eine weitere Reduzierung angebracht. Bei einer Bemessung auf:

$P = 0.25$  zulP

kann aufgrund dieser Überlegungen eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten erwartet werden.

### 5.1.3 Bolzen zur Lagesicherung

Bei den Versuchen 3, 4 und 7 des Berichtes 77 169 wurden Bolzen zur Lagesicherung von Kontaktauflagern Träger/Stütze verwendet. Die geprüften Versionen sind in Bild (5.3) und in Bild (5.4) dargestellt.

#### Bericht 77 169, Teil I

Um die Trägeranschlüsse im Brandraum nach DIN 4102 zu untersuchen, wurden in einem Brandraum je Versuch 4 brett-schichtverleimte Stützen 16/16 cm mit einer Höhe von 1.50 m bis 1.70 m so aufgestellt, daß sich im Grundriß ein rechteckiges Feld von 1.30 m x 1.10 m ergab. Jeweils 2 der Stützen wurden durch brett-schichtverleimte Träger unterschiedlicher Abmessungen zu rahmen-artig aussehenden Konstruktionen verbunden. Quer zu den Rahmen und damit quer zu den Trägern wurde jeweils in Feldmitte der Träger eine Belastungstraverse aus ummanteltem Stahl angeordnet. Durch diese wurden die Träger und damit auch die Trägeranschlüsse an den Stützen belastet. Pro Brandversuch wurden in der Regel 4 gleiche Anschlüsse untersucht.

#### Versuche 3 + 4

Die Belastung entsprach der zulässigen Belastung, wobei die zulässige Belastung senkrecht zur Faser mit  $\sigma = 2 \text{ N/mm}^2$  ausgenutzt wurde.

Bei Versuch 3 verkanteten sich die Träger zwischen den Doppelstützen nach der 25 Minute etwas. Die nur 4 cm breiten Stützenbereiche neben den Trägern waren weitgehend abgebrannt und rissen etwas auf. In der 31. Minute war der Abbrand an den Anschlüssen so weit fortgeschritten, daß sich die Träger schräg stellten, so daß mit dem Aufreißen der Doppelstützen der Zusammenbruch unmittelbar bevorstand. Der Versuch wurde in der 31 Versuchsminute angebrochen.

Bei Versuch 4 konnten bei einer Branddauer bis zu 33 Versuchsminuten keine besonderen Beobachtungen gemacht werden. In der 33 Minute trat an einem Träger ein Biegebruch in Feldmitte auf. Der Versuch mußte damit abgebrochen werden.

Nach den Versuchen wurde festgestellt, daß die konstruktiv angeordneten Bolzen noch völlig gerade waren.

Bild (5.3) Bericht 77 169, Teil I, Versuche 3, 4

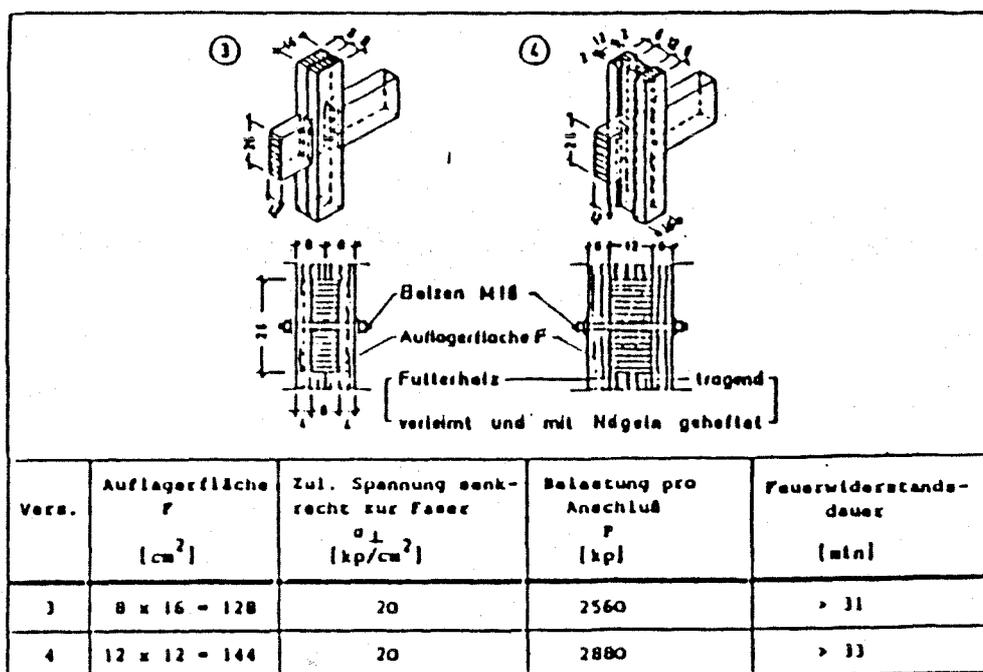
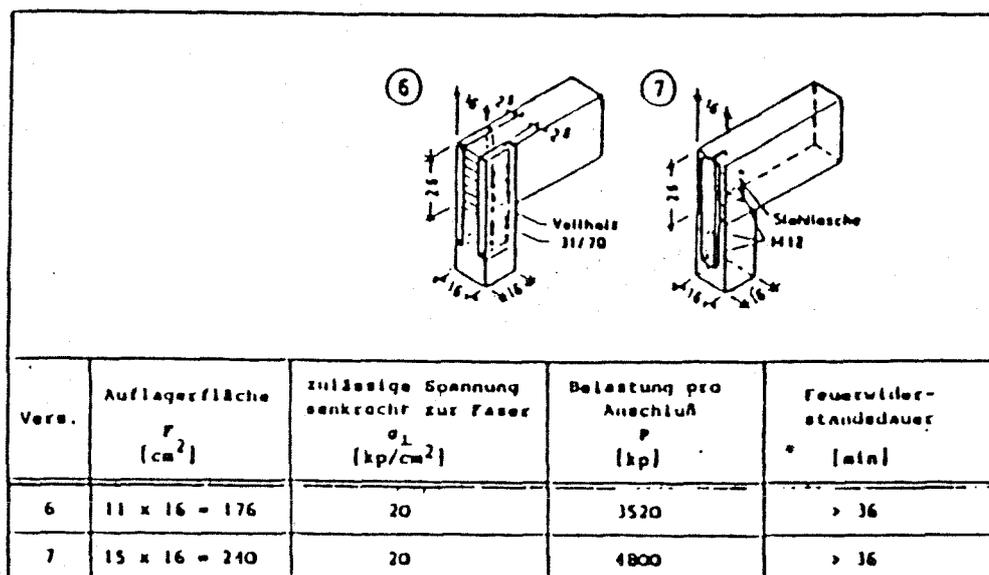
Versuch 7

Bild (5.4) Untersuchungsbericht 77 169, Teil I, Vers. 6/7



Bei Versuch 6/7 wurde bei entsprechender Belastung eine Feuerwiderstandsdauer von > 36 Minuten erreicht. Bei dieser Untersuchung wurden 2 Anschlüsse gemäß Versuch 6 und 2 Anschlüsse gemäß Versuch 7 in einem Brandversuch zusammen geprüft. Der Versuch mußte in der 36. Minute abgebrochen werden, weil ein Träger des Versuchs 7 infolge Biegebruchs in Feldmitte versagte. Die zulässige

Spannung war schon bei der Bemessung überschritten worden. Nach dem Versuch wurde festgestellt, daß die Stahlteile des Anschlusses in den Holzteilen tiefe Brandnarben hinterlassen hatten.

Naturgemäß wird das Versagen der Verbindungen nicht durch Versagen der Bolzen ausgelöst (sondern der Träger). Die beobachteten Verformungen der Bolzen lassen darauf schließen, daß aufgrund der Trägerverformungen die Bolzen geringfügig beansprucht wurden. Diese Beanspruchungen lagen wohl aber weit unter der in Abschnitt 2 vorgeschlagenen Bemessungslast von 0.25 zulp.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß ungeschützte Bolzen zur Lagersicherung mindestens für Feuerwiderstandsdauern bis 30 Minuten, (wohl auch bis 60 Minuten, vgl. /17/, z.B. bei Stützenfußpunkten und Gabellagerung) verwendet werden können, sofern die anschließenden Bauteile so bemessen sind, daß auch während der Brandbeanspruchung die Bolzen nur der Lagersicherung dienen.

#### 5.1.4 Geschützte Bolzenverbindungen

Bei den Stabdübeln wurde beobachtet, daß ein Schutz der Stabdübel, z.B. durch eingeleimte Holzscheiben, nicht im zunächst erwarteten Umfang zu einer entsprechend verlängerten Feuerwiderstandsdauer führte. Dies liegt daran, daß auch bei gleichbleibenden indirekt zu übertragenden Kräfte, die indirekt übertragbaren Kräfte abnehmen und ein Versagen aufgrund

$$F_{ind} \geq R_{ind}$$

stattfindet.

Beim Bolzen können die Kräfte, die nicht über Stabbiegung übertragen werden (auch) über Stabzug weitergeleitet werden (vgl. Abschnitt 5.1.2). Somit kann man davon ausgehen, daß eine Abdeckung des Bolzenkopfes die Feuerwiderstandsdauer der Verbindung näherungsweise um die Abfallzeit bzw. Zeit bis zur vollständigen Verkohlung der Abdeckung verlängert. Für einen experimentellen Nachweis kann hier durchaus auf die Versuche mit Apfel-Dübeln und Bolzen zurückgegriffen werden (vgl. Abschnitt 5.2.4), bei denen eine 2 cm Holzscheibe zur Verlängerung der Feuerwiderstandsdauer von 34 Min. und eine 4 cm Holzscheibe zur Verlängerung von 54 Minuten beitrug (wobei hier das Versagen durch Laschenbruch eingeleitet wurde).

Geht man von einer Feuerwiderstandsdauer der ungeschützten Verbindung bei  $P = zulp$  von 10 bis 15 Minuten aus, erhält man je cm Holzabdeckung eine Verlängerung der Feuerwiderstandsdauer von ca. 15 Minuten.

### 5.1.5 Holzabmessungen, Randabstände

Aus dem Modell zur Beschreibung des Tragverhaltens im Versagenszustand (vgl. Abschnitt 5.1.2) kann zunächst keine Anforderung an eine Mindest-Seitenholzdicke abgeleitet werden. Um allerdings ein Abwölben der Seitenhölzer mit nachfolgendem beidseitigem Abbrand (auch des Mittelholzes) und weiterer Temperaturbeanspruchung des Stabdübels zu verhindern müssen jedoch Anforderungen an das Seitenholz gestellt werden. Mit Bezug auf die Dübelversuche 77169 Teil II, Versuch 1 und 6 (vgl. Abschnitt 5.2.2) ohne Brandschutzmaßnahme wird vorgeschlagen:

$$\min a_s = 60 \text{ mm}$$

Für die Randabstände wird vorgeschlagen den gleichen Ansatz wie bei den Stabdübeln zu nehmen, d.h. für  $t = \text{erf } t_s$  sollen noch 80 % der im kalten Zustand erforderlichen Randabstände vorhanden sein (vgl. Abschnitt 4.5). Für den ungeschützten Bolzen müßten eigentlich keine besonderen Randabstände eingehalten werden, da im Versagenszustand theoretisch keine nennenswerten Pressungen vorhanden sind. Eine solche Differenzierung erscheint jedoch nicht praktikabel.

### 5.1.6 Zusammenfassung

Die ungeschützte Bolzenverbindung verhält sich wegen der großen ungeschützten Stahloberfläche ungünstiger als die Stabdübelverbindung. Eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten kann bei tragenden Bolzenverbindungen nur bei erheblicher Lastabminderung erreicht werden, wobei

$$P = 0.25 \text{ zulP}$$

vorgeschlagen wird.

Bolzen zur Lagesicherung können ohne Einschränkung bis 30 Minuten erforderlicher Feuerwiderstandsdauer eingesetzt werden. Sofern die Bolzen auch während der Bandbeanspruchung der Lagesicherung dienen, kann dies auch für F60 gelten.

Das Tragverhalten des Bolzens ist günstiger als das des Stabdübels, da Kräfte, die nicht über Biegung übertragen werden, durch Zug weitergeleitet werden können. Dieser Umstand kann bei geschützten Verbindungen genutzt werden, indem die Versagenszeit der Abdeckung voll auf die Feuerwiderstandsdauer des Bolzens angerechnet wird. Für Abdeckung durch Holzscheiben bzw. Holzbretter erhält man folgende erforderliche Dicken:

$$\text{F30: } t = 1 \text{ cm}$$

$$\text{F60: } t = 3 \text{ cm}$$

## 5.2 Dübelverbindungen

### 5.2.1 Temperaturverhalten

Für die Temperaturentwicklung im Schraubenbolzen bzw. in den Schraubnägeln gelten die Ausführungen der Abschnitte 5.1.1 und 5.3.1 analog. Eine etwaige Temperaturerhöhung metallener Einpreßdübel aufgrund Wärmestrom durch das Holz oder über den Bolzen bzw. die Schraube ist vernachlässigbar.

Eine Temperaturerhöhung des Bolzen oder Dübels aufgrund Abwölbung von Laschen muß konstruktiv - durch Mindestseitenholzabmessungen oder Sicherung durch Schraubnägeln vorgebeugt werden.

### 5.2.2 Verhalten tragender Dübelverbindungen - ungeschützt

Da die Temperaturbeanspruchung der Dübel eine untergeordnete Rolle spielt, wird Schubversagen der Dübel nicht verfolgt. Maßgebend ist die Lagesicherung der Dübel um deren Kippen zu vermeiden.

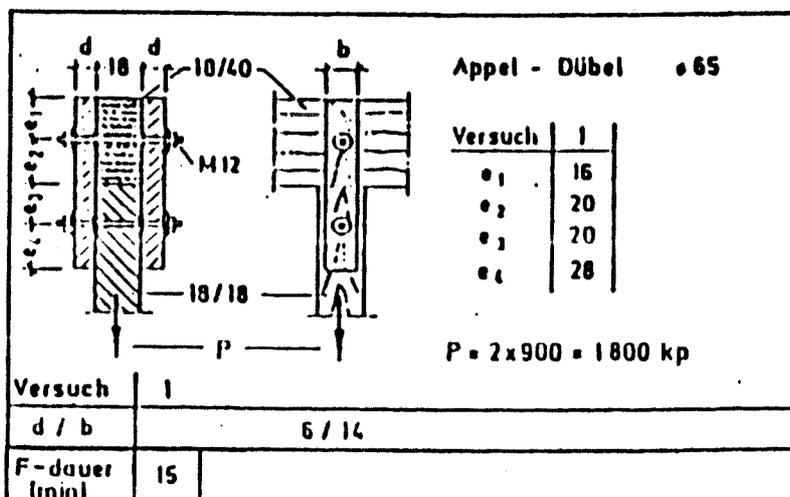
In Abschnitt 5.1 wurde die Feuerwiderstandsdauer tragender Bolzen bei Belastung mit  $P = \text{zul } P$  mit 10 bis 15 Minuten abgeschätzt (ohne Brandschutzmaßnahmen). Bolzen, die nur zur Lagesicherung eingesetzt werden, können 30 - ggf. bis 60 Minuten erreichen.

Bei den Dübelverbindungen geht es auch nur um eine Lagesicherung, allerdings mit strengeren Anforderungen. Die Lagesicherung der Dübel im Zuge der Brandbeanspruchung wird beeinträchtigt durch:

- exzentrische Beanspruchung durch Abwölben
- thermische Dehnungen des Bolzens
- ggf. Abbrand im Bereich der Unterlegscheibe

Aufgrund der Prüfberichte, die im folgenden kurz zusammengefaßt sind, kann eine Feuerwiderstandsdauer ungeschützter Verbindungen von mehr als 15 Minuten nicht grundsätzlich unterstellt werden, was auch in /17/ bestätigt wird.

### Bericht 77 169 Teil II, Versuch 1





Zuganschluß mit je 4 Bulldog  $\varnothing$  50, Bolzen M 12  
 Versagen durch Verformung der Bolzen und Spaltbildung  
 (Abwölbung);  $t_r = 16$  Min.

Da die Prüfungen alle für  $P = \text{zul } P$  durchgeführt wurden, liegt keine experimentelle Absicherung für eine Lastabhängigkeit vor. Die für tragende Bolzen vorgeschlagene Abminderung für F 30:

$$P = 0.25 \text{ zul } P$$

kann sicherlich auch hier als konservative Schätzung gelten. Mit groben Näherung

$$t_r = 15 \sqrt{(\text{zul } P / \text{vorh } P)}$$

kann die Maßnahme "Lastabminderung" in Verbindung mit anderen Maßnahmen abgeschätzt werden.

Im Hinblick auf eine Spaltenbildung aufgrund von Abwölben, muß die Seitenholzabmessung eine Rolle spielen. Dies kann die höhere Feuerwiderstandsdauer des erstgenannten Versuches erklären, bei dem  $a_s = 100$  mm im Vergleich zu  $a_s = 60$  mm bei den folgenden Versuchen. Da die Wahl größerer Seitenholzabmessungen eine ähnliche Wirkung hat, wie die zusätzliche Verwendung von Schraubnägeln, wird vorgeschlagen, die Seitenholzdicke auf die Feuerwiderstandsdauer wie folgt anzurechnen:

$$t_r = 15 \sqrt{(\text{vorh } a_s / \text{erf } a_s)} \leq 30$$

wobei erf  $a_s$  nach DIN 1052 Teil 2, jedoch mindestens 60 mm. Da die Biegesteifigkeit des Seitenholzes von  $a_s$  bestimmt wird, wird obige Relation den Einfluß von  $a_s$  nicht überschätzen. Andererseits ist nicht auszuschließen, daß bei Verwendung von Schraubnägeln nicht nur ein Abwölben behindert wird, sondern daß diese auch einen Beitrag zur Lagesicherung leisten. Daher wird eine stärkere Anrechnung von  $a_s$  nicht vorgeschlagen.

Im Hinblick auf eine Spaltenbildung aufgrund von Abwölben, müßte aber auch die Anzahl der in Krafrichtung hintereinander angeordneten Dübel eine Rolle spielen, d.h. mit zunehmender Anzahl könnte ein günstigeres Verhalten erwartet werden. Die Vernachlässigung dieses Einflusses liegt aber auf der sicheren Seite.

### 5.2.3 Schutz durch zusätzliche (Schraub-)Nägel

Hierzu liegen Ergebnisse folgender Berichte vor:

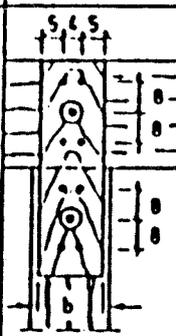
#### Bericht 77 169 Teil II, Versuch 8

Zuganschluß mit je 2 SBU  $\varnothing$  55, Bolzen M 12,  $l = 300$  mm

4 Nägel 46/130

Belastung mit  $P = \text{zul } P$

$t_r = 28$  Min.

Versuch	B	P	2 x 900 = 1800
Dübel	SBU $\phi$ 55	d/b	6 / 14
Bolzen	M 12	Brand-schutz-maß-nahme	4 Nägel 46/130
Maße [cm]		F-dauer	28

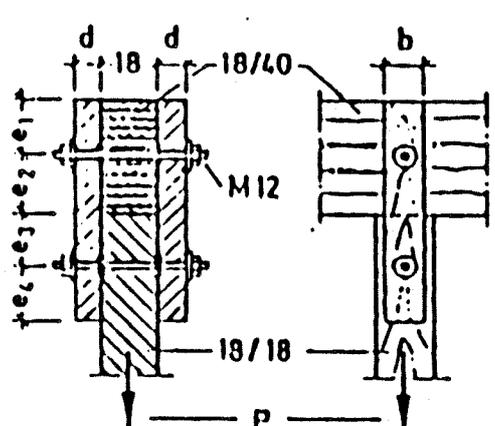
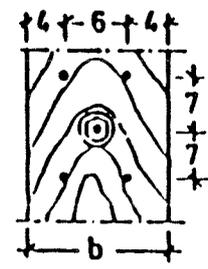
**Bericht 77 169 Teil II, Versuch 2**

Zuganschluß mit je 2 Appel  $\phi$  55, Bolzen M 12, l = 300 mm

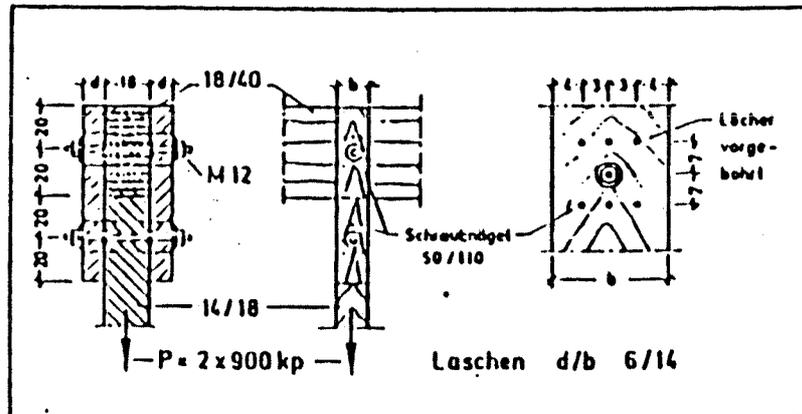
4 Schraubnägel 54/110

Belastung P = zul P

t<sub>r</sub> = 32 Min.

		<p>Appel - Dübel <math>\phi</math> 65</p> <table border="1"> <tr> <td>Versuch</td> <td>2</td> </tr> <tr> <td>e<sub>1</sub></td> <td>20</td> </tr> <tr> <td>e<sub>2</sub></td> <td>20</td> </tr> <tr> <td>e<sub>3</sub></td> <td>20</td> </tr> <tr> <td>e<sub>4</sub></td> <td>20</td> </tr> </table> <p>P = 2 x 900 = 1800 kp</p>		Versuch	2	e <sub>1</sub>	20	e <sub>2</sub>	20	e <sub>3</sub>	20	e <sub>4</sub>	20
Versuch	2												
e <sub>1</sub>	20												
e <sub>2</sub>	20												
e <sub>3</sub>	20												
e <sub>4</sub>	20												
Versuch	2												
d / b													
Brand-schutz-maß-nahme	<p>4 Schraubnägel 54/110</p> 												
F-dauer [min]	32												

Bericht 77 169 Teil II, Versuch 19



Zuganschluß mit je 2 Appel  $\varnothing$  55, Bolzen M 12,  $l = 300 \text{ mm}$   
 6 Schraubnägel 50/110, vorgebohrt  
 Belastung mit  $P = \text{zul } P$   
 $t_f = 38 \text{ Min.}$

In Anlehnung an /3,17/ wird vorgeschlagen:

Eine Sicherung mit Schraubnägel ergibt eine Verlängerung der Feuerwiderstandsdauer von 15 bis 20 Minuten, bei  
 - 4 Schraubnägeln (vorgebohrt) oder  
 - 6 Schraubnägeln (nicht vorgebohrt)  
 je DÜbel; Einbindetiefe ins MH: Mindestens  $8 d$ . /17/. Für die Randabstände der Nägel gilt  $e_r = 40 \text{ mm}$  (vgl. /3/ Zeile 1 von Tabelle 74)

Bei Anordnung mehrerer DÜbel neben- und hintereinander (in Kraftwirkung) genügt folgende Nagelanordnung:

```

x   x   x   x
  o   o   o
x   x   x   x
  o   o   o
x   x   x   x
  
```

Eine Anordnung ausschließlich in den Randbereichen wird nicht für ausreichend erachtet, da die Wirkung der Schraubnägel sich vermutlich nicht nur auf eine Behinderung des Abwölbens beschränkt (s. 5.2.5).

Eine gleichzeitige Anrechnung der Maßnahmen "Erhöhung der Seitenholzdicke" und "Sicherung durch Schraubnägeln" wird nicht für zweckmäßig erachtet.

### 5.2.4 Schutz durch eingeleimte Holzscheiben oder Bretter

Hierfür liegen die Versuche folgender Berichte vor

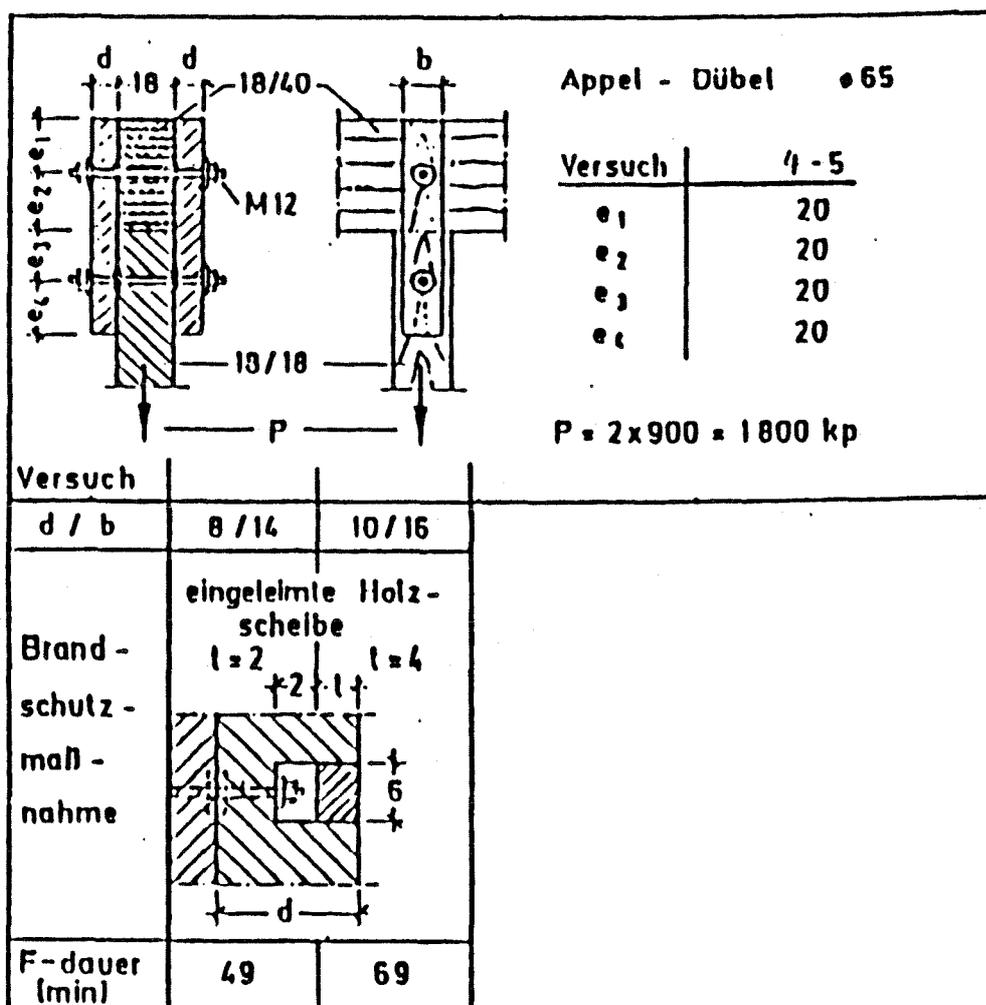
#### Bericht 77 169 Teil II, Versuche 4 und 5

Zuganschluß mit je 2 Appel  $\varnothing$  55, Bolzen M 12,  $l = 300$  mm

Holzscheiben 2 bzw. 4 cm

Belastung mit  $P = \text{zul } P$

$t_f = 49$  bzw.  $69$  Min. (im 2. Fall durch Laschenbruch)



Die 2 cm Holzscheibe führt somit zu einer Verlängerung der Feuerwiderstandsdauer um 34 Minuten, die 4 cm Scheibe um 54 Minuten. Wie im Abschnitt 5.1.4 schon erwähnt, kann davon ausgegangen werden, daß 1 cm Holz etwa zu einer Verlängerung der Feuerwiderstandsdauer von 15 Minuten führt. Somit würde ohn weitere Zusatzmaßnahmen genügen:

- F 30:  $t = 1$  cm
- F 60:  $t = 3$  cm

Dies wird bei getrennter Auswertung von Bild E 126 in / 17 / für Dübel einerseits und Stabdübel andererseits auch bestätigt; im Gegensatz zum Stabdübel, bei dem die Wirksamkeit des Schutzes

durch die indirekt übertragbaren Kräfte begrenzt ist, kann hier volle Wirksamkeit des Schutzes unterstellt werden.

### 5.2.5 Dübel mit Schraubnägeln

Zwei Versuche wurden an Dübelverbindungen durchgeführt, bei denen statt Bolzen nur Schraubnägel 50/110 verwendet wurden:

#### Bericht 77 169 Teil II, Versuch 7 und 20

Versuch		7	20
Dübel	Bulldog $\phi$ 50		
Bolzen	—		
Maße (cm)			
P	4 x 450 = 1800		
d/b	6 / 18		
Brand- schutz- maß- nahme		6 Schraubn. 50/110	—
F.dauer		44	40

Zuganschluß mit je 4 Bulldog  $\phi$  50, 2x6 Schraubnägeln 50/110  
 Versuch 7 mit eingeleimten Holz-scheiben  $t = 10$  mm  
 Versagen durch Spalten der Lasche und Herausziehen der Nägel  
 $t_f = 44$  Min. (Versuch 7);  $t_f = 40$  Min. (Versuch 20).

Ein Vergleich von Versuch 20 mit Versuch 19 legt nahe, daß im Versagenszustand die Schraubnägeln maßgeblich zur Lagesicherung beitragen.

Mit Bezug auf den Anwendungsbereich gemäß Abschnitt 4.3.5 von DIN 1052 Teil 2 dürfte diese Art der Verbindung die wirtschaftlichste Lösung zur Erzielung von F 30 bei Dübelverbindungen darstellen.

### 5.2.6 Holzabmessungen, Randabstände

Die Mindestdicke des Seitenholzes wird - wie im Abschnitt 5.1.5 schon erwähnt - unter Berücksichtigung einer Behinderung des Abwölbens von Seitenhölzern festgelegt. Der Bezugswert wird aufgrund der Versuche 77169 Teil II, Versuche 1 und 6 zu  $\min a_s = 60$  mm festgelegt. Bei zusätzlicher Verwendung von Heft- oder Schraubnägeln könnte weiter differenziert werden; dies erscheint

jedoch nicht praktikabel.

Für die Randabstände wird auf die entsprechenden Ausführungen von Abschnitt 4.5 und 5.1.5 verwiesen.

### 5.3 Nagelverbindungen

#### 5.3.1 Temperaturverhalten

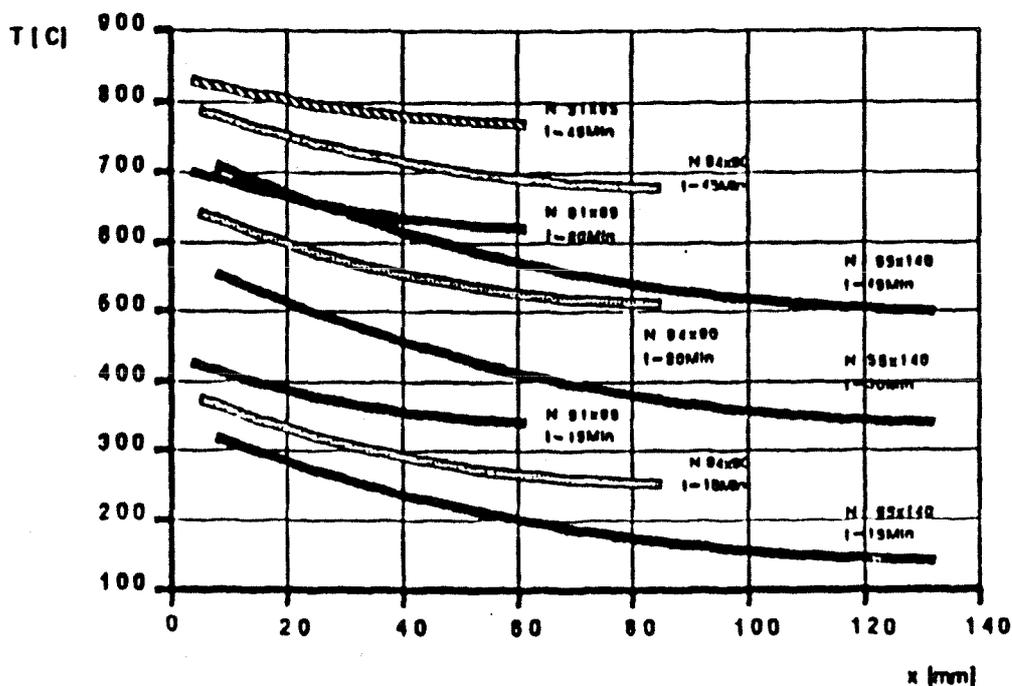
Aufgrund der - in der Regel nur einseitigen Temperaturbeanspruchung - würden sich Nägel zunächst günstiger verhalten als Stabdübel. Demgegenüber steht die größere temperaturbeanspruchte Fläche des Nagelkopfes. Da das Verhältnis von (Mindest-)Kopfdurchmesser zu Nageldurchmesser immer gleich ist ( $D/d_n \geq 1.8$ ; vgl. DIN 1052 Teil 2, Abschnitt 6.1) wird die Temperaturbeanspruchung maßgeblich von der Länge  $L = l_n$  bestimmt. In Bild (5.5) sind berechnete Nageltemperaturen für Nägel 31x65, 34x90 und 55x140 dargestellt. Die Temperaturbeanspruchung ist ungünstiger als bei ungeschützten Stabdübeln gleicher Länge; dies kann auch anhand des Verhältnisses  $F/V$  abgeschätzt werden:

$$\text{Stabdübel: } F/V = 2/L$$

$$\text{Nägel: } F/V \approx D^2/d_n^2 \cdot L = 3.24/L$$

Für die Temperaturbeanspruchung der Nägel wurde eine fiktive Abbrandrate  $\beta^*$  nach Abschnitt 4.2.1 nicht in Rechnung gestellt. Es wird davon ausgegangen, daß der Nagelkopf - ähnlich wie die Unterlegscheibe beim Bolzen - ein Abfallen oder Aufblähen der verkohlten Schicht verhindert.

Bild (5.5) Stahltemperaturen für Nägel 31x65, 34x90, 55x140  
- ohne Berücksichtigung des Abbrandes



### 5.3.2 Tragverhalten

Das Tragverhalten von Nägeln (im Gebrauchszustand) kann durch das Tragverhalten von Stabdübeln einerseits und durch das Tragverhalten von Bolzen andererseits eingegrenzt werden, mit allerdings größerer Nähe zum Stabdübel.

Beim Bolzen können jene Kräfte, die nicht über Querkraft bzw. Biegung übertragen werden ( $F_{\perp}$ ) zumindest auch vollständig über Zugkräfte im Bolzen übertragen werden. Beim Stabdübel sind die Kräfte die auf diesen Weg übertragen werden durch die maximale Mantelreibung im Seitenholz begrenzt.

Beim Nagel werden die über Stabzug übertragenen Kräfte hingegen begrenzt durch die maximale Mantelreibung im Mittelholz. Die Zugkraft im Seitenholz wird über den Nagelkopf aufgenommen. Mit hin ist die Einbindetiefe ins Mittelholz, und ggf. ins gegenüberliegende Seitenholz - bei Verbindungen mit zwei Scherfugen - der maßgebende Parameter.

In Verbindung mit der günstigeren Temperaturbeanspruchung "langer" Nägel, kann zunächst geschlossen werden, daß mit zunehmender Nagellänge, die Feuerwiderstandsdauer einer Verbindung zunimmt.

Für tragende ungeschützte Nagelverbindungen ohne Stahlbleche liegen nur folgende Prüfberichte vor:

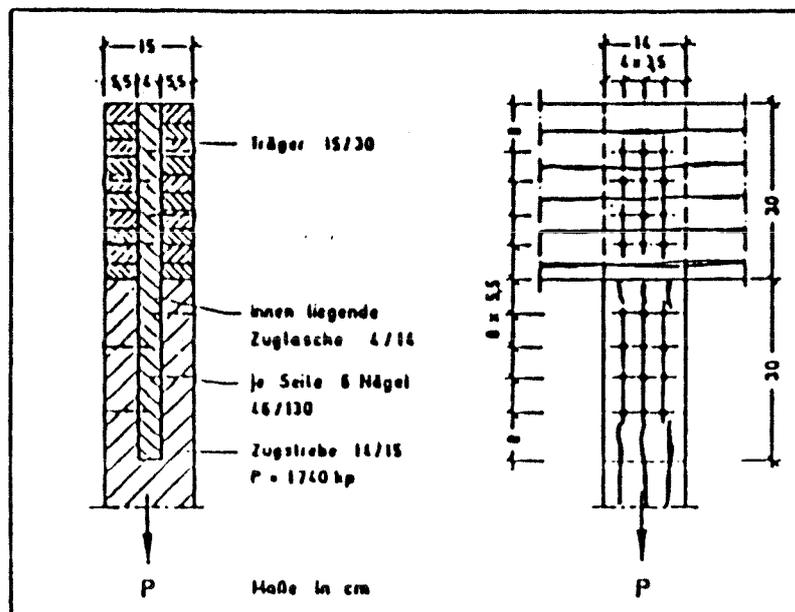
Bericht 77 169, Teil II, Versuch 18 (Bild (5.6))

Zuganschluß mit 2x6 Nägeln 46/130 mit innenliegender Vollholzasche

Belastung mit  $P \approx zulP$

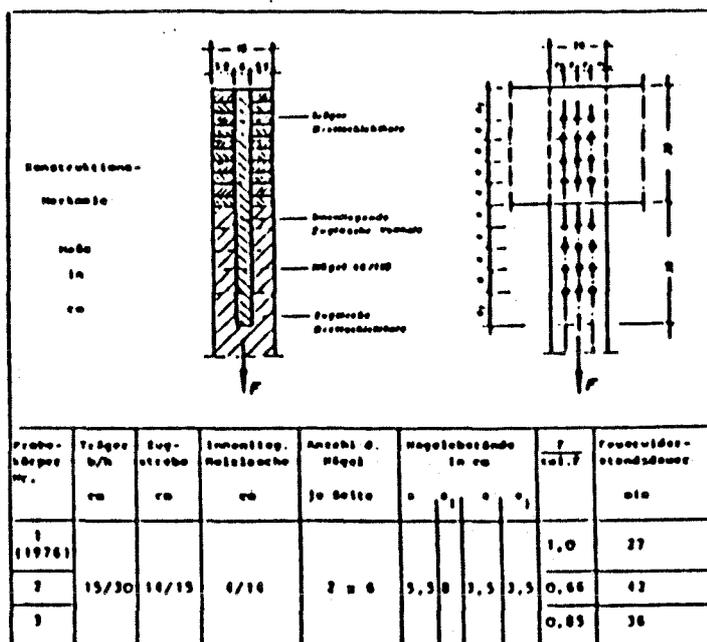
$t_f = 27$  Min

Bild (5.6) Bericht 77 169 Teil II, Versuch 18



**Bericht 81 211, Versuche 2 und 3 (Bild (5.7))**  
 Ausführung wie 77 169; Versuch 1 übernommen von 77 169  
 $t_f = 42 \text{ Min}$  ( $P = 0.66 \text{ zulP}$ )  
 $t_f = 36 \text{ Min}$  ( $P = 0.85 \text{ zulP}$ )

Bild (5.7) Bericht 81 211, Versuche 1 - 3



**Bericht 77 169, Teil II, Versuch 11 (Bild (5.8))**

Zuganschluß mit 2x21 Nägeln 34/90  
 $P \approx \text{zulP}$   
 $t_f = 22 \text{ Min}$

Bild (5.8) Bericht 77 169 Teil II, Versuche 11 - 13

Versuch	11	12	13
Nägel der Decklasche			
Vers 12: 31/65 Vers 13: 34/90			
d / b	4 / 14	2,4 / 14, vorgebohrt	2,4 / 10, vorgebohrt
l	-	2,4	4
F-dauer (min)	22	48	68

Bei den vier Versuchen wurde ein Versagen aufgrund "Herausziehen" beobachtet; das Verhältnis von Nageldurchmesser zu Seitenholzdicke  $d/a_s$  betrug für beide Ausführungen

$$d/a_s \approx 0.085$$

Das etwas günstigere Verhalten von Versuch 81 211 (bei  $P = z_{ul}P$ ) kann zwei Gründe haben

1. Nagellänge 130 mm statt 90 mm
2. Ausführung als übergreifende Nägel, die ins gegenüberliegende Seitenholz eingreifen

wobei eigentlich ein größerer Unterschied zu erwarten wäre

Man muß feststellen, daß die Anzahl der Versuche nicht ausreicht, um Parametervariationen vernünftig einzugrenzen. Es bleibt nur die Möglichkeit in Analogie zu den Stabdübeln hier grob zu extrapolieren.

Rechnet man anhand der überschlägigen Schätzung

$$t_r = \sqrt{\alpha} \cdot 30 ; \quad \alpha = \frac{\text{vorh } d/a_s}{\text{erf } d/a_s}$$

erhält man für

$$\begin{array}{ll} 81\ 211: \alpha = 0.81; & \text{erf } d/a_s = 0.102 \\ 77\ 169: \alpha = 0.54; & \text{erf } d/a_s = 0.158 \end{array}$$

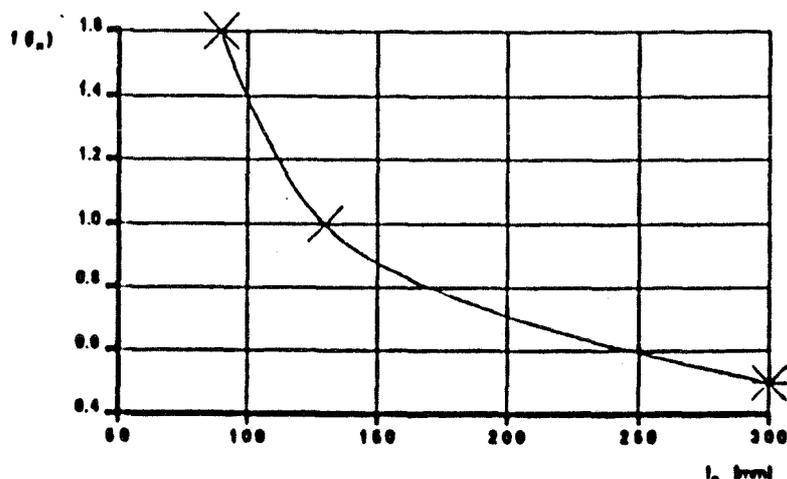
wobei für  $P = \alpha \cdot z_{ul}P$  näherungsweise  $F_{30}$  erreicht worden wäre. Wie anhand von 81 211, Versuch 3 zu ersehen ist, liegt diese grobe Schätzung auf der sicheren Seite.

Führt man den Unterschied zwischen 81 211 und 77 169 auf die Nagellänge und den hieraus resultierenden Temperaturunterschied zurück könnte gelten:

$$d/a_s \geq 0.1 \cdot f(l_s) \quad \text{Gl. (5.3.1)}$$

mit  $f(l_s)$  nach Bild (5.9). Der Grenzwert  $f(l_s) = 0.5$  wurde - wie bei den Stabdübeln - wieder aus den Versuchen mit geschützten Nägeln abgeleitet (siehe Abschnitt 5.3.4) und liegt auch hier auf der sicheren Seite (wie bei den Stabdübeln könnte auch hier der Grenzwert bis auf 0.25 abgemindert werden; wegen der geringen Datenbasis wird der konservative Wert bevorzugt).

Da handelsüblichen Nägel Schlankheiten  $l_s/d = 20 \dots 30$  aufweisen, wird durch obige Bedingung gleichzeitig die Einbindetiefe ins Mittelholz reguliert (zumindest für die kritischen kürzeren Nägel)

Bild (5.9)  $f(l_n)$  für Nägel

$$d = 0.050 \cdot l_n > 0.1 \cdot f(l_n) \cdot a_n; \quad l_n > 2 \cdot a_n \cdot f(l_n)$$

$$d = 0.033 \cdot l_n > 0.1 \cdot f(l_n) \cdot a_n; \quad l_n > 3 \cdot a_n \cdot f(l_n)$$

Eine weitere Differenzierung des Kriteriums ist anhand der verfügbaren Datenbasis nicht möglich. Wie bei den Stabdübeln würde auch hier gelten:

Ist  $\text{vorh } (d/a_n) < \text{erf}(d/a_n)$  ist die Belastung im Verhältnis

$$\alpha = \frac{\text{vorh } d/a_n}{\text{erf } d/a_n}$$

abzumindern, damit F30 erreicht wird

$$P = \alpha \cdot \text{zulP}$$

Das Kriterium gemäß Gl.(5.3.1), das ein Versagen aufgrund von Herausziehen verhindern soll, liegt zwangsläufig im Widerspruch zu den Konstruktionsregeln, die zur Begrenzung der Spaltgefahr dienen. Daher erscheint es zweckmäßig, ab einem bestimmten Nageldurchmesser nur vorgebohrte Nägel zuzulassen. Dies könnte für Nageldurchmesser  $d_n \geq 4.6$  mm gelten.

### 5.3.3 Verbindungen mit Stahlblechen

Hierzu liegen folgende Prüfberichte vor

Bericht 81 1115, Versuch 3 und 4 (Bild (5.10))

Zuganschluß mit 2x6 Nägeln 55x140, vorgebohrt

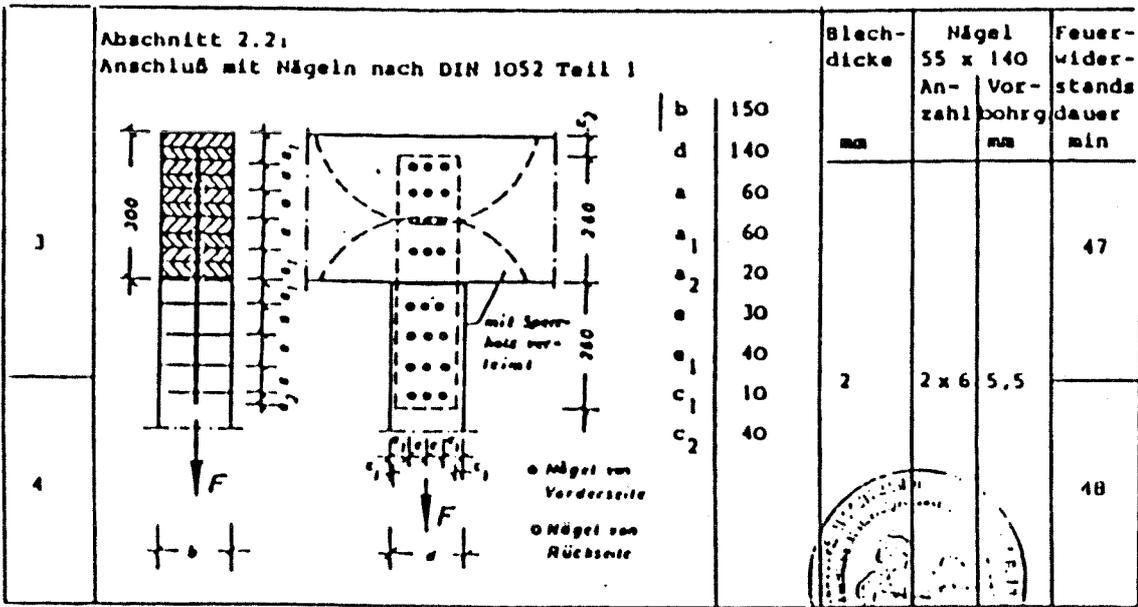
Belastung mit  $P \approx \text{zulP}$

( $\text{zulP} = 2 \cdot 6 \cdot 2 \cdot (500 \cdot d_n^3 / 10 + d_n) \cdot 1.25$ )

Versagen aufgrund von Herausziehen

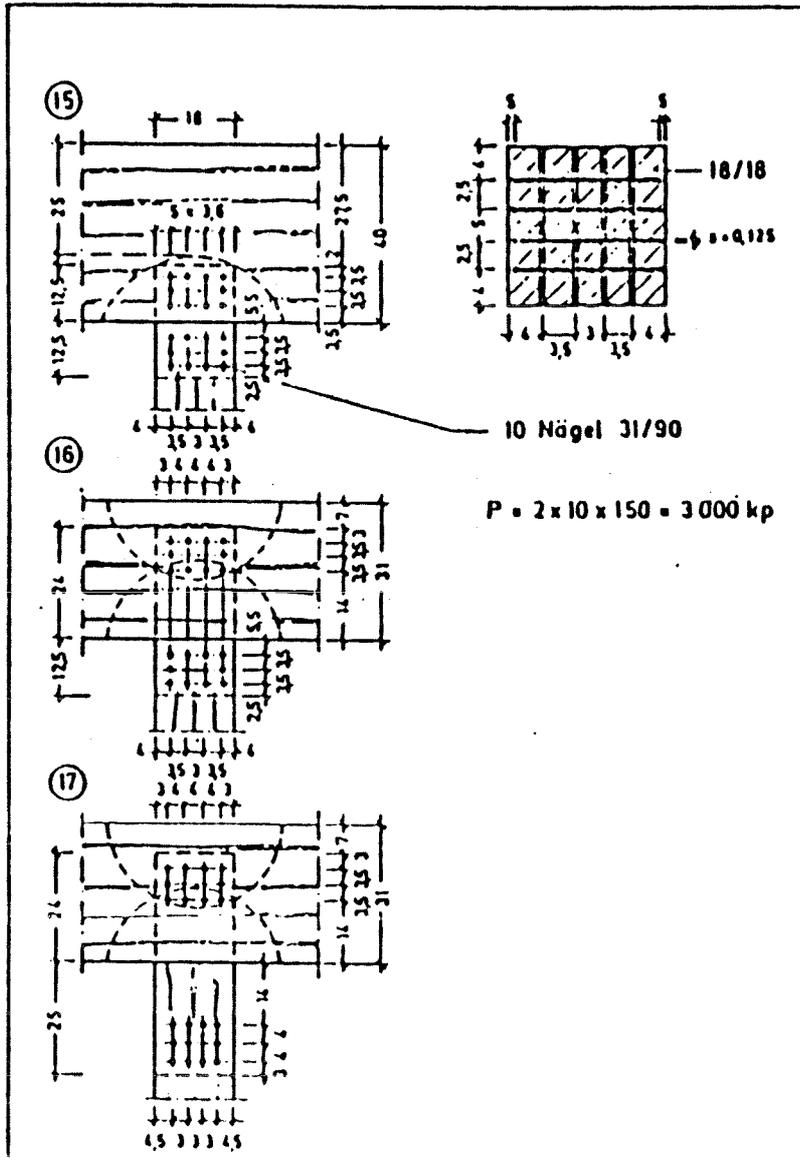
$t_f = 47$  und  $48$  Min

Bild (5.10) Bericht 81 1115, Versuch 3 und 4



Bericht 77 169, Teil II, Versuch 15, 16 und 17) (Bild (3.11))

Bild (3.11) Bericht 77 169 Teil II Versuch 15 - 17



Zuganschluß mit 2x10 Nägel  
 Belastung mit  $P = \text{zulP}(\text{Zulassung}) \approx 0.8 * \text{zulP}(\text{Norm})$   
 $(\text{zulP} = 2 * 10 * 4 * (500 * d_n^2 / 10 + d_n) * 1.25 = 36\ 680\ \text{N})$   
 Versagen (15): Herausreißen des Trägers  
 Versagen (16): Herausreißen der Zugstrebe  
 Versagen (17): Herausreißen der Zugstrebe

Gegenüber den Versuchen 81 11115, (1) und (2) - siehe Abschnitt 4.3.3. - weist die Nagelverbindung etwas höhere Feuerwiderstandsdauern als die Stabdübelverbindung auf. Dabei lag die Nagelspitze ab ca. 15 Min im Verkohlungsgebiet, so daß die Temperaturen vermutlich höher sind als im Bild (5.) (für  $l_n = 140\ \text{mm}$ ) angegeben und auch höher als die Stahltemperaturen bei der Stabdübelverbindung. Das günstigere Verhalten ist durch die höheren indirekt aufnehmbaren Kräfte ( $R_{1,1}$ ) der Nagelverbindung zu erklären.

Das Verhältnis  $d/a_n$  lag im Versuch bei  $d/a_n = 0.074$ . Aus der überschlägigen Schätzung

$$t_f = \sqrt{\alpha} * 30 ; \quad \alpha = 2.45$$

zurückgerechnet, erhält man  $\text{erf}(d/a_n) = 0.03$

Das Versagen bei den Versuchen 77 169 (15) und (16) ist auf die hohe Nagelkonzentration ohne ausreichenden Randabstand zurückzuführen.

Das Verhältnis  $d/a_n$  lag hier bei  $d/a_n = 0.077$ . Im Hinblick auf ein Versagen aufgrund von Herausziehen, kann auch hier vermutet werden, daß  $\text{erf}(d/a_n)$  deutlich unter 0.07 liegt.

Das günstigere Verhalten von Stahlblech-Holzverbindungen im Vergleich zur Holz-Holzverbindung kann wie folgt erklärt werden

- günstigere Bettungsverhältnisse, so daß die indirekt zu übertragenden Kräfte von vornherein gering sind
- weiter innen liegende Scherflächen, so daß die Stahltemperaturen des Stabes (hier der Nägel) in der Scherfuge geringer sind
- speziell bei Nagelverbindungen: die höhere Schnittigkeit ( $n \geq 2$ )

Es wird geschlossen, daß unter Berücksichtigung einer Mindest-Nagellänge - etwa  $l_n \geq 90\ \text{mm}$  - Nagelverbindungen mit innenliegenden Stahlblechen ohne weitere Kriterien eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten erreichen. Dabei sind allerdings die Mindest-Holzabmessungen nach Abschnitt 5.3.6 besonders zu beachten.

#### 5.3.4 Schutz durch Decklaschen

Hierzu liegen folgende Versuche vor:

Bericht 77 169, Teil II, Versuche 12 und 13 (vgl Bild (5.8))  
 Zuganschluß wie 77 169, Versuch 11; mit

Decklaschen  $t = 2.4$  und  $4.0$  cm

Zuglasche  $d = 2.4$  statt  $4$  cm

Nägel 34/90 vorgebohrt

Versagen durch Laschenbruch

$t_f = 48$  Min ( $t = 2.4$  cm)

$t_f = 68$  Min ( $t = 4.0$  cm)

Hinsichtlich eines Versagens aufgrund Herausziehens, hätten sich diese Anschlüsse vermutlich auch ohne Decklaschen günstiger verhalten als Versuch 11 (bei allerdings früher zu erwartenden Laschenbruch).

Das Verhältnis ( $d/a_s$ ) beträgt hier  $0.14$  so daß nach Abschnitt 5.3.2

$$\text{erf}(d/a_s) = 0.1 * 1.6 = 0.16$$

und in grober Näherung F30 bei einer Lastabminderung  $P = 0.88 * z_{uLP}$  erreicht worden wäre, oder aber

$$t_f \approx \sqrt{0.88} * 30 = 28 \text{ Minuten}$$

Da das Versagen jeweils aufgrund Laschenbruch erfolgte ist, nicht festzustellen ob ein Schutz der Nägel näherungsweise voll wirksam wird oder aber - wie bei den Stabdübeln durch die indirekt übertragbaren Kräfte begrenzt wird.

Geht man zunächst davon aus, daß die Feuerwiderstandsdauer auch ohne Laschenbruch nicht wesentlich höher gewesen wäre als im Versuch beobachtet, erhält man folgende Grenzwerte für erf ( $d/a_s$ ) - vgl. hierzu Abschnitt 4.6.

Bemessungskriterium:

$$t_f = (30 * \sqrt{a}) + (15 * t) \leq (30 * \sqrt{a_s})$$

Bestimmung von  $a_s$ :

$$t_{f,s} = 30 * \sqrt{a_s}$$

mit  $t_{f,s}$  Feuerwiderstandsdauer bei Ausführung mit Holzscheibe

Versuch 13:

$$a_s = 5.137$$

$$\text{erf } d/a_s = \frac{\text{vorh } d/a_s}{5.137} = \frac{0.141}{5.137} = 0.027$$

$$f(1_s) = \frac{0.027}{0.100} = 0.27$$

Versuch 12:

$$a_s = 2.560$$

$$\text{erf } d/a_s = \frac{\text{vorh } d/a_s}{2.560} = \frac{0.141}{2.560} = 0.055$$

$$f(l_s) = \frac{0.055}{0.100} = 0.55$$

legt man  $f(l_s) = 0.25$  fest, so ergibt die Beurteilung der Anschlüsse (12) und (13) folgende angenäherten Feuerwiderstandsdauern

$$t_f = (30 \cdot \sqrt{0.88}) + 15 \cdot \begin{bmatrix} 2.4 \\ 4.0 \end{bmatrix} \leq 30 \cdot \frac{0.14}{0.1 \cdot 0.25}$$

$$= 28 + \begin{bmatrix} 36 \\ 60 \end{bmatrix} \leq 71$$

$$(12): t_f = 64 \text{ (Min)}$$

$$(13): t_f = 71 \text{ (Min)}$$

Sofern Laschenbruch durch eine entsprechende Dimensionierung verhindert wird, kann man zumindest feststellen, daß die Werte plausibel sind.

Alternativ könnte auch in Analogie zu den Bolzen und Dübelverbindungen vorgegangen werden, wobei die Feuerwiderstandsdauer der ungeschützten Verbindung ebenfalls pauschal zu 15 Minuten festgelegt wird

$$t_f = 15 + (15 \cdot t) \leq 60$$

G1.(5.3.2)

womit man erhielte

$$F30: t = 1 \text{ cm}$$

$$F60: t = 3 \text{ cm}$$

Da in der Tat die indirekt zu übertragenden Kräfte bei der Nagelverbindung eine geringere Rolle spielen wird die einfache Form nach Gl.(5.3.2) als Bemessungskriterium vorgeschlagen.



Zusätzlich erscheint jedoch eine Eingrenzung der Schwerpunktlage der Verbindung vom beanspruchten Rand erforderlich um Nagelkonzentrationen im Bereich des Mindestabstandes zu vermeiden.

Mit Bezug auf die Anschlüsse 77 169, Teil II, Versuche 15 bis 19 und Versuche 11 bis 13 wird vorgeschlagen:

Abstand des Schwerpunktes der Verbindung vom beanspruchten Rand:

- senkrecht zur Faser  $\geq b/2$
- parallel zur Faser  $(50 * d_n)$  oder  $(2 * l_n)$

Für die Mindest-Seitenholzdicke wird vorgeschlagen:

- \* nicht vorgebohrt:  
 $\min a + (\beta * t)$
- \* vorgebohrt:  
 $(0.8 * \min a) + (\beta * t)$

In Verbindung mit dem Kriterium für ungeschützte Holz-Holzverbindungen:

$$d/a_n > 0.1 * f(l_n)$$

folgt hieraus für F30

- \* für nicht vorgebohrte Nägel  
 $10/f(l_n) > a/d_n > 3 + (0.8 * d_n) + 20/d_n$

so daß erst für Nägel  $\geq 55/140$  eine Ausführung ohne Lastabminderung möglich wäre, wobei allerdings vorgeschlagen wird, für  $d_n \geq 4.6$  mm nur vorgebohrte Nägel vorzusehen; somit wäre ohne Vorbohrung F30 nur mit Lastabminderung zu erreichen.

- \* für vorgebohrte Nägel  
 $10/f(l_n) > a/d_n > 4 + 20/d_n$

so daß, für Nägel 46/130 (und ggf. knapp darunter) eine Ausführung ohne Lastabminderung möglich ist

### 5.3.7 Anmerkung zu Schraubnägeln

Hinsichtlich Anschlüssen mit ungeschützten Schraubnägeln kann nur auf den Dübelanschluß im Versuch 77 169, Teil II, Versuch 20 Bezug genommen werden. Es wird vermutet, daß Verbindungen mit Schraubnägeln ohne weitere Kriterien an den Nagel (nur an die Holzabmessungen) als F30 bewertet werden könnten. Hierzu fehlt aber die experimentelle Absicherung.

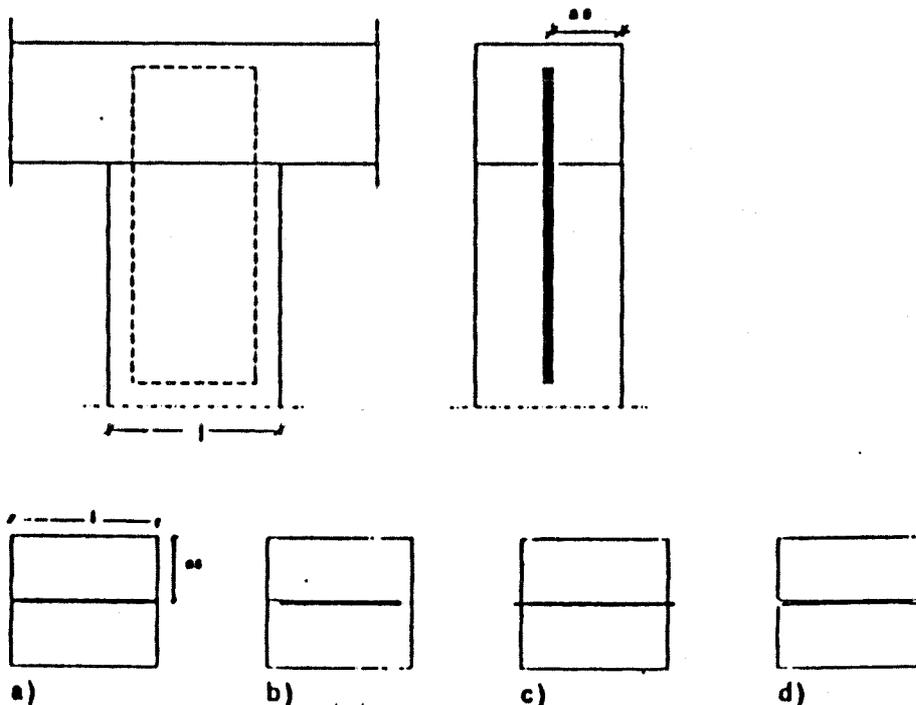
## 6. STAHLBLECHE

### 6.1 Eingeblattete Stahlbleche

#### 6.1.1 Temperaturverhalten

Das Temperaturverhalten eingeblatteter Stahlbleche, die entweder bündig mit dem Holzquerschnitt abschließen (vgl. Bild (6.1.a), oder nur einen geringen Oberstand aufweisen (vgl. Bild (6.1.c)) ist - wegen der eindimensionalen Rechnung - identisch mit dem Temperaturverhalten von Stabdübeln entsprechender Länge. Dies gilt auch für nicht-bündige Ausführungen nach Bild (6.1.d), wobei diese Art der Schutzwirkung auch bei den Stabdübeln nicht im Detail behandelt wurde und zwar wegen erheblicher Unsicherheit in der Temperaturanalyse. Bei einer Ausführung nach Bild (6.1.d) ist allerdings ein etwas ungünstigeres Abbrandverhalten der Holzbauteile anzunehmen.

Bild (6.1) Eingeblattete Stahlbleche

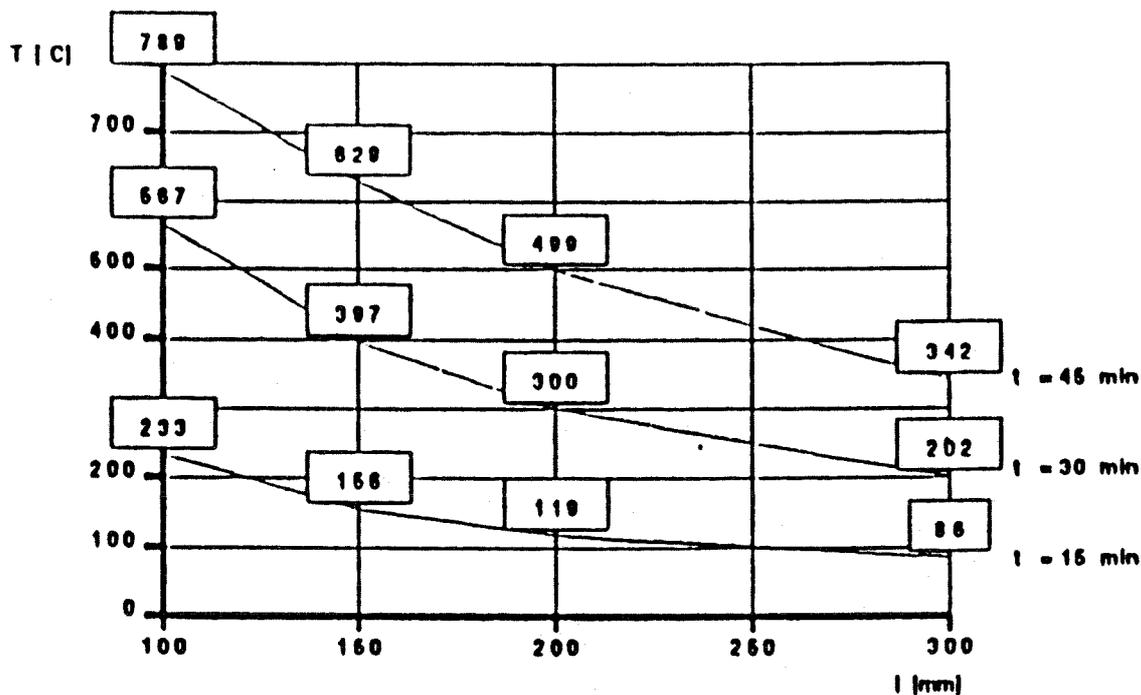


Für den Temperaturverlauf, ist die Länge  $L$  bzw. der  $V/F$ -Faktor maßgebend, wobei

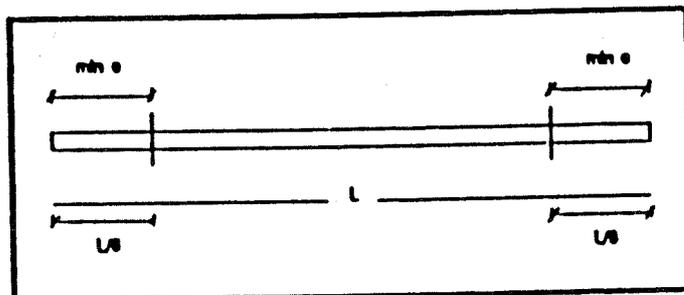
$$V/F = 2/L$$

Beispielhaft wird auf die Verläufe im Bild (6.2) verwiesen.

Bild (6.2) Stahltemperaturen an der Stelle  $l/6$   
 $\beta^* = 0.1 \text{ mm/min}$ ; 2-seitige Brandbeanspruchung



Maßgebend ist die Stahltemperatur erst innerhalb des Bereiches, der durch die minimalen Randabstände der Verbindungsmittel eingegrenzt wird.



Anhand von Bild (6.2), in den die Temperaturen des Bleches für bündige Bleche (Bild (6.1.a)) in einer Tiefe von  $L/6$  eingetragen sind, erkennt man, daß für  $L \geq 120 \text{ mm}$  die Temperaturen bis 30 Minuten unterhalb von  $500^\circ\text{C}$  bleiben (vgl. Abschnitt 5.3.3).

Für  $L \geq 200 \text{ mm}$  gilt dies auch für 45 Minuten.

Für Bleche mit  $0.5 \text{ mm}$  Oberstand (Bild (6.1.c)) können analog zu Abschnitt 4.7 folgende Grenzen festgelegt werden:

$$L \geq 120/0.6 = 200$$

$$T \leq 500^\circ\text{C} \text{ für 30 Minuten}$$

$$L \geq 200/0.6 = 330$$

$$T \leq 500^\circ\text{C} \text{ für 45 Minuten}$$

Für Bleche die durch Holzleisten geschützt sind verlängert sich der Zeitraum bis z.B.  $T = 500^\circ\text{C}$  erreicht wird, etwa um die Abbrandzeit der Holzleiste.

Bei einer 3-seitigen Brandbeanspruchung der Blechränder muß mit höheren Temperaturen gerechnet werden. Für Bleche mit  $L \leq 200$  mm sollte daher zumindest der 3. Rand nichtbündig (nach innen versetzt) sein (vgl. Bild (6.1.d))

Bei Abwölbung und Spaltenbildung von Holzlaschen ist ebenfalls mit höheren Temperaturen zu rechnen. Daher sollten bei Verbindungen

- mit großen Randabständen  $e$  oder Vorholzlängen
- die aufgrund von geometrischen Imperfektionen der angeschlossenen Bauteile senkrecht zur Blechebene beansprucht werden

die Blechränder nicht-bündig (nach innen versetzt) sein.

Die Temperaturerhöhung aufgrund Abbrandes der Holzlaschen braucht in der Regel aufgrund der Mindestabmessungen  $a$ . (je nach Verbindungsmittel) nicht berücksichtigt werden.

## 6.2 Außenliegende Stahlbleche

Für Verbindungen mit außenliegenden tragenden Stahlblechen, z.B. nach Bild (7.6) kann i.d.R keine nennenswerte Feuerwiderstandsdauer erwartet werden, außer die Bleche sind durch entsprechende Anstriche geschützt. (siehe Abschnitt 7, auch hinsichtlich Stahlprofilen und Formteilen).

## 7. SONSTIGE VERBINDUNGEN

### 7.1 Vorbemerkung

Mit den in Kapitel 5 erarbeiteten Berechnungsgrundlagen können in erster Linie stabförmige Verbindungsmittel wie Stabdübel, Bolzen, und Nägel berechnet werden.

Andere Verbindungen und Verbindungsmittel erfordern andere Bemessungskriterien im Brand. Ein Teil der übrigen, in der Praxis angewendeten Verbindungen erfordern auch in "kalten" Bemessungsfall bereits eine bauaufsichtliche Zulassung. Aus diesem Grunde wird für die brandschutztechnische Beurteilung für Holzverbindungen unterschieden in stabförmige Verbindungsmittel mit einer verfeinerten Berechnungsmethode und in sonstige Verbindungen. Für die Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmittel ist eine punktuelle Bestätigung der Rechenergebnisse durch die Prüfzeugnisse nach DIN 4102 möglich. Für die übrigen Verbindungen können allgemeine Hinweise gegeben werden.

### 7.2 Generelle Regel

Generell, z.B. für zimmermannsmäßige Holzkonstruktionen ist beim Entwurf die Regel zu beachten, daß die Konstruktion mit der maßgebenden Abbrandrate und der maßgebenden Feuerwiderstandsdauer unter der Bemessungslast mit einfacher Sicherheit nach dem tatsächlichen Festigkeitswerten (Charakteristische Festigkeit) für die betreffende Holzart die Tragfähigkeit nicht verliert. Als Beispiel sei die Bemessung einer Stütze nach Beispiel B5 im Abschnitt 5.5 in /17/ genannt.

Für Verbindungsmittel aus Stahl muß eine ausreichende Oberdeckung vorhanden sein, andernfalls sind spezielle Nachweisen erforderlich.

### 7.3 Versätze

Für den Stirnholzversatz und den Versatz mit Vorholz-Knaggen gelten die in Versuchen geprüften Werte nach dem Prüfzeugnis 80 1284 der T.U. Braunschweig. Die Ergebnisse sind in Bild (7.1) dargestellt /17/.

Mit den dort aufgeführten Werten wird die Feuerwiderstandsklasse F30 erreicht.



zeugnisse MPA Braunschweig Nr. 78 1104, 80 1347).

Die Stabdübel können wie üblich bemessen werden. Die Klemmbolzen sind wegen der Querkraft im Gelenk für den Zusammenhalt im Brandfall notwendig. Die Oberdeckung  $d = 30$  mm entspricht der mittleren Abbrandrate (vgl. das Beispiel Gerber-Gelenk).

Bild (7.4) Gerber-Gelenk F30-B /17/

	Mindestabmessungen bei Verwendung von	
	Stabdübel	Klemmbolzen
1	Mindestabmessungen in mm und Mindestwert der Höhe	
1.1	Mindestabdeckung $\delta$ oben und unten nach den Angaben der Tabellen 01 und 02 größer 0 (Beton angeschlossen)	100
1.2	Mindestabdeckung $\delta_1$	50
1.3	Mindestabdeckung $\delta_2$	30
1.4	Mindestabdeckung $\delta_3$	20
1.5	Mindestabdeckung $\delta_4$	10
1.6	Mindestabdeckung $\delta_5$ der Lastannahme pro Lastannahme	0
2	Zulässige Spannungen in N/mm <sup>2</sup>	
2.1	Minimale Schutzspannung $\sigma_{s,1}$ (N/mm <sup>2</sup> )	1.0 zul. oder 100% zul.
2.2	Minimale Schutzspannung $\sigma_{s,2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	1.0 zul. oder 100% zul.
2.3	Minimale Schutzspannung $\sigma_{s,3}$ (N/mm <sup>2</sup> )	0.75 zul. oder 100% zul.
2.4	Minimale Schutzspannung $\sigma_{s,4}$ (N/mm <sup>2</sup> )	0.75 zul. oder 100% zul.

Bild (7.5) Firstgelenk bei Brettschichtträgern /17/

Konstruktionsmerkmale Dämmschicht, Klemmbolzen M16 		Mindest- Querschnittsabmessungen und max. zulässige Spannungen für die Feuerwiderstandsklasse- Benennung	
		F 30-B	F 90-B
1	Stabdübelhöhe	120	200
2	Stabdübelabdeckung des Stahlprofils	30	30
3	Stabdübelabdeckung der Stabdübel nach oben und unten zur Stabdübeloberfläche	80	100
3.1	Stabdübelabdeckung der Stabdübel nach oben zur Stabdübeloberfläche	80	100
3.2	Stabdübelabdeckung der Stabdübel nach unten zur Stabdübeloberfläche	nicht erforderlich	80
3.3	Stabdübelabdeckung der Stabdübel nach unten zur Stabdübeloberfläche	nicht erforderlich	30
4	Stabdübelabdeckung der Klemmbolzen	30	30
5	Dämmschicht aus Laster Kf 25, angebracht mit Laster Kf 25 und gestrichelt (- 1 cm) angebracht		
6	Stabdübelabdeckung der Klemmbolzen	nicht erforderlich	70
A	Zulässige Spannungen (N/mm <sup>2</sup> )		
A.1	$\sigma_{s,1}$ (Stabdübelabdeckung)	zul. $\sigma_{s,1}$	0.67 zul. $\sigma_{s,1}$
A.2	$\sigma_{s,2}$ (Klemmbolzenabdeckung)	0.9 zul. $\sigma_{s,2}$	0.43 zul. $\sigma_{s,2}$

1) Lieferbar durch Firma Rex Asbestwerke, Schwablich Hall  
 2) zul.  $\sigma_{s,1}$  und  $\sigma_{s,2}$  gemäß DIN 1052

## 7.6 Außenliegende Bleche

Bei brandbeanspruchten Holzkonstruktionen sollten außenliegende Verbindungsteile aus Stahlblech möglichst vermieden werden. Direkt beflammete Stahlteile erwärmen sich im Brand sehr schnell, insbesondere bei geringer Massigkeit (kleinere Blechdicken), so daß ein rascher Festigkeitsabfall erfolgt. Dies kann verhindert werden durch eine entsprechende Bekleidung oder durch dämmschichtbildende Anstriche. Der Festigkeitsabfall im Stahlblech kann kompensiert werden durch eine geringere Lastausnutzung. Die Vorgänge der Wärmeableitung aus dem Stahlblech in die Konstruktion und eine daraus zu begründende geringere Erwärmung sind noch nicht erforscht. Für Balkenschuhe (Bild 7.6) liegen Prüfzeugnisse für die Feuerwiderstandsklassen F30-B vor (MPA Braunschweig, Nr. 81 210, 78 1690, G83 7739). Dabei sind die Abmessungen aus Bild (7.5) hinzuhalten.

Bild (7.4) Anschlüsse mit außenliegende Bleche

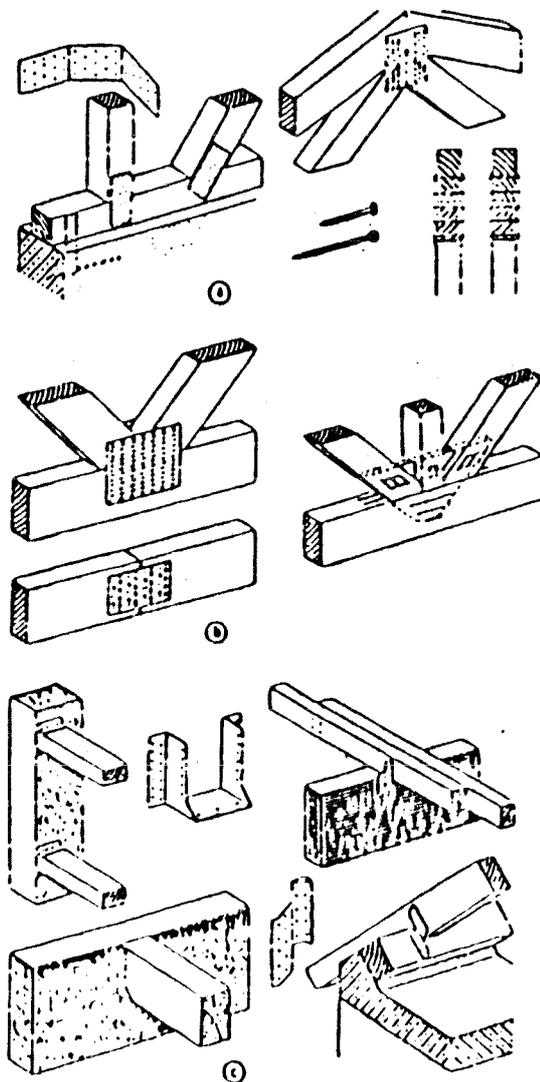


Bild (7.5) Bilo-Balkenschuhe und Bilo-Kamm-Nägel zur Verbindung von Balken mit Balken

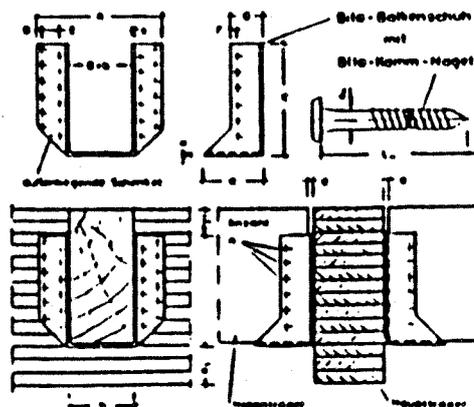


Bild (7.6) Randbedingungen für Balkenschuh-Verbindungen zum Anschluß von Balken an Balken /17/

Zeile	Brandschutztechnisch wichtige Kennwerte			Sonstige Kennwerte siehe 1	Randbedingungen (für F <sub>kl</sub> )	
	Balkenschuh	Kamm-Nägel	Anschluß		Variante 1	Variante 2
1	A			Zulassungsbescheid Nr. Z 9.1-80 des IfBt	N 200 mm	N 170 mm
2	B = h				N 120 mm	N 100 mm
3	G				N 44 mm	N 40 mm
4	K				N 85 mm	N 75 mm
5	s				N 2 mm	N 2 mm
6		d <sub>N</sub>		Zulassungsbescheid Nr. Z 9.1-61 des IfBt	= 4 mm	= 4 mm
7		L <sub>N</sub>			N 75 mm	N 75 mm
8		N (siehe Tabelle)			≤ 0,75 zul N <sup>11</sup>	≤ 0,33 zul N <sup>11</sup>
9			b	(153)	N 120 mm	N 100 mm
10			h <sub>Flansch</sub>		N 2 · 7	N 2 · 6
11			h <sub>Stange</sub>		N 2 · 13	N 2 · 12
12			a		N 3 mm	N 3 mm
13			c <sub>1</sub>		N 100 mm	N 50 mm
14			c <sub>2</sub>		N 30 mm	N 20 mm

<sup>11</sup> zul N = 0,75 kN pro Nagel

**8. LITERATURVERWEISE**

- / 1/ CIB; Design Guide - Structural Fire Safety. Workshop CIB W14 Fire safety Journal; Volumen 6 No. 1, 1983, Elsevier Sequoia, S.A. (editor: D.J. Rasbash)
- / 2/ CRUBILE, P.: EUROCODE 5 (Timber Structures) Entwurf 1985;
- / 3/ DIN 4102 "Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen", Teil 4 "Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile", 1981
- / 4/ DIN 18230
- / 5/ EGH; Informationsdienst Holz "F30-B"
- / 6/ EHLBECK, J.: Nailed Joints in Wood Structures; Virginia Polytechnic Institute and State University; Wood Research and Wood Construction Laboratory; Blacksburg, Virginia, 1979
- / 7/ EKS Europäische Konvention für Stahlbau, Technische Komitee 3 "Brandsicherheit von Stahlbauteilen": European Recommendations for the Fire Safety of Steel Structures; Elsevier, 1983;
- / 8/ EUROCODE 3
- / 9/ EUROCODE 5, Part X
- /10/ GLOS, P.: Festigkeit von Bauholz bei hohen Temperaturen; Forschungsvorhaben. Institut für Bautechnik, Berlin 1988;
- /11/ HADVIG, S.: Charring of wood in building fires - Practice, Theory, Instrumentation, Measurements. Laboratory of Heating and Air Conditioning, Technical University of Denmark, Kopenhagen (1981);
- /12/ v. HALASZ, R., SCHEER, C.: Holzbau-Taschenbuch, Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin 1986;
- /13/ HARTL, H.: Brandverhalten von Holzkonstruktionen; Bundesholzwirtschaftsrat, Wien 1986;
- /14/ Hirschfeld, K.: Baustatik, Springer-Verlag Berlin - Heidelberg - New York, 1989
- /15/ KLINGSCH, W., HAMME, U.: Investigations on Realistic Behaviour and Design of Complete Structures in Fire Case - Mechanical Properties; EKS-Bericht (ECCS-TC3/89/5 (D)); 1989
- /16/ KNUDSON, R.M., SCHNIEWIND, A.P.: Performance of structural wood members exposed to fire. Forest Prod. J. 25 (2), 23-32, 1975

- /17/ KORDINA, K., MEYER-OTTENS, C.: Holz-Brandschutz-Handbuch; Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V., München 1983;
- /18/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 77 169 - MO/Sch - Prüfung von Verbindungen zwischen brettschichtverleimten Holzbauteilen auf Brandverhalten nach DIN 4102, Blatt 2, Ausgabe 1970, in zwei Versuchsabschnitten:  
Teil I : Bestimmung der Feuerwiderstandsdauer von auf Abscheren beanspruchten Anschlüssen von Trägern an Stützen,  
Teil II: Bestimmung der Feuerwiderstandsdauer von auf Abscheren beanspruchten Anschlüssen von Zuggliedern
- /19/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 77 545 - Ha/Sch - Prüfung von brettschichtverleimten Holzstützen mit rechteckquerschnitt auf Brandverhalten nach DIN 4102 Blatt 2, Ausgabe 1970
- /20/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 78 1104  
Prüfung eines mit Litaflex KG 25 geschützten Firstgelenks bei brettschichtverleimten Holzbinderausschnitten auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsklasse bei vierseitiger Brandbeanspruchung.
- /21/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 78 1660 - MO/Schr - Prüfung von Nagelverbindungen nach dem System "Greim" zur Verbindung eines Zugstabes mit einem biegebeanspruchten Balken auf Brandverhalten nach DIN 4102, Teil 2, Ausgabe 1977
- /22/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 78 1690  
Prüfung von jeweils 4 gleichen BMF-Balkenschuh-Anschlüssen zur Verbindung von Vollholzbalken 14/20 (Prüfung 1) und 10/18 (Prüfung 2) mit brettschichtverleimten Holzträgern 16/30 auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsklasse bei allseitiger Brandbeanspruchung der Anschlüsse.
- /23/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 78 1710  
Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer von Stabdübel-Anschlüssen zur Verbindung von einteiligen Stützen mit Doppelträgern (Zangen) bei allseitiger Brandbeanspruchung entsprechend DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977.
- /24/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 78 1720  
Prüfung von zwei brettschichtverleimten Holzträgern 12/40 (Prüfung 1) und 16/40 (Prüfung 2) jeweils mit einem Gerbergelenk aus I-förmigem Stahl auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, bei allseitiger Brandbeanspruchung.
- /25/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 81 1111  
Prüfung von einteiligen Stützen zwischen Doppelträgern (Zangen) bei einem Anschluß

1. mit Stabdübeln
2. mit Dübeln und Bolzen

bei unterschiedlichen Belastungen auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, bei vierseitiger Brandbeanspruchung.

- /26/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 81 1114 - No/Schu - Prüfung von Holzverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Vollholz und einem Anschluß mit Stabdübeln auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschen-Verbindung bei vierseitiger Brandbeanspruchung
- /27/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 81 1115  
Prüfung von Holzverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Stahlblech und einem Anschluß
- a) mit Stabdübeln sowie
  - b) mit Nägeln
- auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschenverbindung bei vierseitiger Brandbeanspruchung.
- /28/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 81 219a  
Prüfung von jeweils 4 gleichen Balkenschuh-Anschlüssen zur Verbindung von Vollholzbalken 10/18 (Prüf. 1 und 2) und 12/19 (Prüf. 3 und 4) mit brett-schichtverleimten Holzträgern 20/30 auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsklasse bei vierseitiger Brandbeanspruchung der Anschlüsse.
- /29/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 81 211  
Prüfung von innenliegenden Zuglaschen aus Vollholz auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschen-Verbindung bei 4-seitiger Brandbeanspruchung.
- /30/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 80 1347  
Prüfung von einem mit Litaflex KG 25 geschützten und von drei ungeschützten Firstgelenken in brett-schichtverleimten Holzbinder-ausschnitten verschiedener Dicken auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsklasse bei vierseitiger Brandbeanspruchung.
- /31/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 83 168 - No/Schu - Prüfung von Holzverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Bau-Furniersperrholz aus Buche AW 100 nach DIN 68 705 Teil 5 und einem Anschluß mit Stabdübeln auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschen-Verbindung bei vierseitiger Brandbeanspruchung
- /32/ MPA BRAUNSCHWEIG: Untersuchungsbericht 83 169 - No/Schu - Prüfung von Holzverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Stahlblech und einem Anschluß mit Stabdübeln auf

Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschenverbindung bei vierseitiger Brandbeanspruchung

- /33/ OSTMANN, B.A.: Wood tensile strength at temperatures and moisture contents simulating fire conditions; Wood Sci. Technol. 19: 103-116, 1983
- /34/ PETTERSSON, O., JÖNSSON, R.: Reliability based design of fire exposed timber structures -state of art and summary design guide, Report LUTVDG/(TVBB-3040), Lund University, Sweden;
- /35/ SAUVAGE, M.E.: Determination of the behaviour of wooden building components and wood-based panels exposed to fire; Report EUR 1985<sub>EM</sub>, Herausgegeben von Mourareau, R. und Thomas, M.; Commission of the European Communities, Brussels 1985;
- /36/ SCHAFFER, E.: Effekt of pyrolytic temperatures on the longitudinal strength of dry Douglas-fir. ASTM J. Test. Eval. 1(4): 319-329, 1973;
- /37/ SCHAFFER, E.: State of structural timber fire endurance Wood and Fiber 9(2), 145-170, 1977;
- /38/ SIA-Dokumentation Nr. 83, Brandschutz in Holzbau
- /39/ SFB 148
- /40/ GLOS; P.: Vergleichende Ermittlung der charakteristischen Werte des Baustoffes Holz
- /41/ DTU Document technique unifié; Règles bois feu 88, Méthode de justification par le calcul de la résistance au feu des structures en bois, 1988